

# **Entwicklung und Anwendung miniaturisierter piezoresistiver Dehnungsmesselemente**

Vom Fachbereich 18  
- Elektrotechnik und Informationstechnik -  
der Technischen Universität Darmstadt  
zur Erlangung der Würde  
eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)  
genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Jacqueline Franziska Katharina Rausch

geboren am 11. Mai 1980

in Lohr am Main

Referent:	Prof. Dr.-Ing. habil. Roland Werthschützky
Korreferent:	Prof. Dr.-Ing. Thilo Bein
Tag der Einreichung:	20. März 2012
Tag der mündlichen Prüfung:	11. Mai 2012

D 17

Darmstadt 2012

Technische Universität Darmstadt,  
Institut für Elektromechanische Konstruktionen,  
EMK-Dissertationsreihe • Band 25

Bitte zitieren Sie dieses Dokument als:

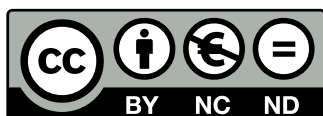
URN: [urn:nbn:de:tuda-tuprints-30038](https://nbn-resolving.org/urn:nbn:de:tuda-tuprints-30038)

URL: <http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/3003/>

Dieses Dokument wird bereitgestellt von tuprints,  
E-Publishing-Service der TU Darmstadt

<http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de>  
[tuprints@ulb.tu-darmstadt.de](mailto:tuprints@ulb.tu-darmstadt.de)

Die Veröffentlichung steht unter folgender Creative-Commons-Lizenz:  
*Namensnennung-NichtKommerziell-KeineBearbeitung 3.0 Deutschland*



<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/3.0/de/>

– *Iucundi acti labores* –

Angenehm sind die getanen Arbeiten.

MARCUS TULLIUS CICERO  
(45 v. Chr.)



# Vorwort

Die vorliegende Arbeit ist das Ergebnis meiner Tätigkeit im Fachgebiet Mess- und Sensortechnik des Instituts EMK, Technische Universität Darmstadt. Die Inhalte wurden motiviert durch die beiden Drittmittelprojekte 'FUSION - Future Environment for Gentle Liver Surgery Using Image-Guided Planning and Intra-Operative Navigation' (BMBF) sowie dem LOEWE-Zentrum 'AdRIA - Adaptronics - Research, Innovation, Application', die im Zeitraum von 2006 bis 2012 von mir bearbeitet wurden.

Mein herzlicher Dank geht an meinen Doktorvater Prof. Dr.-Ing. habil. Roland Werthschützky für die Betreuung meiner Arbeit. Das entgegengebrachte Vertrauen, was mir eigenständiges Arbeiten ermöglichte, sowie die fachlichen Hinweise und Diskussionen haben sehr zum Gelingen meiner Arbeit beigetragen. Prof. Dr.-Ing. Thilo Bein danke ich für die Übernahme des Korreferats sowie die angenehme Zusammenarbeit im LOEWE-Zentrum AdRIA. Dem Institut IDD, vor allem Larisa Salun, danke ich für Präparation gedruckter Sensoren sowie die konstruktive Zusammenarbeit. Der Aktiv Sensor GmbH, vor allem Dr. Peter Thiele und Willyanto Kurniawan danke ich für das Aufglasen der Siliziumelemente.

Auch bei meinen wissenschaftlichen und administrativ-technischen Kollegen, insbesondere meinen Zimmerkollegen Stevie, Stephie und Matthias, möchte ich mich herzlich bedanken. Die offenen Ohren, fruchtbaren Diskussionen, die unkomplizierte Zusammenarbeit und das herzliche Klima haben mir das Arbeiten sehr erleichtert. Auch allen Studenten, die mich tatkräftig unterstützt haben, sowie den ausdauernden Korrekturlesern sei an dieser Stelle herzlich gedankt.

Durch den aufmunternden Zuspruch und die Unterstützung meiner lieben Freunde und Verwandten konnte ich jede Durststrecke gut überwinden, wofür ich ebenfalls überaus dankbar bin. Meinen Eltern möchte ich zudem von ganzem Herzen danken, dass sie mir ein Studium und somit die Promotion ermöglicht haben. Zu guter Letzt möchte ich mich ganz besonders bei meinem Lebensgefährten Daniel für dessen ausdauernde Geduld, Zugewandtheit und Unterstützung bedanken.

Darmstadt, im Juli 2012  
Jacqueline Rausch



# Zusammenfassung

Die mechanische Dehnung ist die wohl wichtigste Messgröße zur Beurteilung des mechanischen Zustandes von Systemen. Typische Anwendungsfelder für Dehnungsmesselemente sind die Quantifizierung der Werkstoffbeanspruchung in der experimentellen Spannungsanalyse sowie der Einsatz in Sensoren zur Erfassung mechanischer Größen wie Druck, Kraft oder Drehmoment nach der Ausschlagmethode. Die Messelemente werden hierzu an der Oberfläche des jeweiligen Objekts installiert, um dessen Oberflächendehnung zu erfassen. Die primäre Messgröße wird so indirekt über die Dehnung ermittelt.

Standardmäßig werden elektrische Metallfolien-Dehnungsmessstreifen (DMS) eingesetzt. Die Dehnung bewirkt eine Längenänderung des metallischen Leiters, was zu einer elektrisch auswertbaren relativen Widerstandsänderung führt. Die Verwendung piezoresistiver Sensor-materialien, die über eine hohe Empfindlichkeit und damit einhergehend über einen hohen Signalpegel verfügen, kann Vorteile hinsichtlich des Signal-Rausch-Abstands (SNR) zur störungstoleranten Signalübertragung bringen.

In der vorliegenden Arbeit werden daher miniaturisierte piezoresistive Messelemente zur Erfassung der Messgröße Dehnung entwickelt und charakterisiert. Die Anforderungen an die Messelemente werden von zwei Anwendungsfällen, *miniaturisierte Kraftsensoren für die minimal-invasive Chirurgie* und *Strukturüberwachung adaptronischer Systeme*, abgeleitet. Anhand einer Literaturrecherche sowie experimentellen Untersuchungen wird der Stand der Technik analysiert. *Inhomogen dotierte Siliziumelemente* und *gedruckte dehnungssensitive Schichten* werden ausgewählt und hinsichtlich ihrer Eignung zur strukturintegrierten Dehnungsmessung analysiert.

Der erste Teil der Arbeit behandelt den Entwurf inhomogen dotierter Siliziumelemente, mit dem Ziel, den Einfluss der Integration auf die Übertragungseigenschaften des Messelements zu quantifizieren. Sowohl die Messelementtopologie als auch die Aufbau- und Verbindungstechnik werden hinsichtlich ihres Einflusses auf die Dehnungsübertragung untersucht. Ein analytisches Modell zur Dehnungsübertragung vom Messobjekt in das Messelement wird für einen uniaxialen Dehnungszustand bestimmt und durch Struktursimulationen sowie experimentelle Untersuchungen bestätigt. Vier Messelementvarianten werden präpariert und hinsichtlich ihres statischen Übertragungsverhaltens sowie der Eigenstörungen und des Temperaturverhaltens untersucht. Zur Analyse des Übertragungsverhaltens dient ein im Rahmen der Arbeit entwickelter Vier-Punkt-Biegeversuch, der einen uniaxialen Spannungszustand im Messelement hervorruft. Es kann gezeigt werden, dass durch die Wahl der Aufbau- und Verbindungstechnik sowie der Messelementgeometrie die Empfindlichkeit beeinflusst wird und um einen Faktor von bis zu 60 in Vergleich zu herkömmlichen Metallfolien-Dehnungsmesselementen (DMS) gesteigert werden kann. Die Anwendung der Siliziumelemente erfolgt am Beispiel eines miniaturisierten Kraftsensors für die minimal-invasive Chirurgie.

Im zweiten Teil der Arbeit wird das Drucken funktionaler Druckfluide, die niedrige Prozesstemperaturen benötigen, als Sensortechnologie zur Realisierung piezoresistiver Dehnungsmesselemente untersucht. Ihre Wirtschaftlichkeit prädestiniert diese Sensortechnologie für die Applikation in der Strukturüberwachung. Der Schwerpunkt dieses Themenkomplexes liegt auf

---

der experimentellen Untersuchung der gedruckten Schichten, um die Eignung der Technologie für die strukturintegrierte Dehnungsmessung bewerten zu können. Zur Realisierung der Schichten werden die Verfahren Sieb- und Inkjetdruck eingesetzt. In Vorversuchen werden die (di-)elektrischen und mechanischen Eigenschaften von vier funktionalen Druckfluiden in Abhängigkeit vom Herstellungsprozess untersucht. Basierend auf den Ergebnissen werden zwei Sensortopologien entworfen und realisiert. Die statischen Übertragungseigenschaften sowie die Eigenstörung der gedruckten Sensoren werden experimentell bestimmt. Es zeigt sich, dass die untersuchten Druckfluide im Vergleich zu Folien-DMS eine um Faktor zwei reduzierte Empfindlichkeit aufweisen, aufgrund ihrer Überlastfestigkeit und geringen Eigenstörungen jedoch gut für die Dehnungsmessung in Faserverbundwerkstoffen geeignet sind.



# Inhaltsverzeichnis

<b>Abkürzungs- und Symbolverzeichnis</b>	<b>ix</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1 Elektrische Dehnungsmessung . . . . .	1
1.2 Inhalt und Aufbau der Arbeit . . . . .	4
<b>2 Stand der Technik</b>	<b>7</b>
2.1 Resistive Dehnungsmessung . . . . .	8
2.1.1 Metallfilm-DMS . . . . .	11
2.1.2 Dünnschicht-DMS . . . . .	12
2.1.3 Dickschicht-DMS . . . . .	13
2.1.4 Silizium-DMS . . . . .	15
2.1.5 Zusammenfassung . . . . .	19
2.2 Kapazitive Dehnungsmessung . . . . .	19
2.3 Faseroptische Dehnungsmessung . . . . .	21
2.4 Piezoelektrische Dehnungsmessung . . . . .	23
2.5 Weitere Sensorvarianten zur Dehnungsmessung . . . . .	25
2.5.1 Resonante Dehnungssensoren . . . . .	26
2.5.2 Magnetoelastische Dehnungssensoren . . . . .	27
2.5.3 Textile Dehnungssensoren . . . . .	29
2.6 Vergleich und Ableitung der Zielstellung . . . . .	30
<b>3 Entwurf piezoresistiver Silizium-Dehnungsmesselemente</b>	<b>35</b>
3.1 Entwurfsziele . . . . .	37
3.2 Piezoresistiver Effekt in inhomogen dotiertem Silizium . . . . .	40
3.3 Auslegung des Primärsensors . . . . .	47
3.3.1 Entwurf des Messelements . . . . .	47
3.3.2 Entwurf des elektrischen Wandlers . . . . .	65
3.4 Rauschen piezoresistiver Silizium-Sensoren . . . . .	69
3.5 Schlussfolgerungen aus dem Entwurf . . . . .	72
<b>4 Präparation und messtechnische Untersuchung der Siliziumelemente</b>	<b>77</b>
4.1 Präparation der Silizium-Messelemente . . . . .	77
4.2 Integration des Messelements . . . . .	81
4.2.1 Mechanische Verbindung . . . . .	81
4.2.2 Elektrische Kontaktierung . . . . .	85
4.3 Analyse der Temperatur- und Eigenstörungen . . . . .	89
4.3.1 Temperaturinduzierte Störungen . . . . .	89
4.3.2 Rauschleistungsdichte . . . . .	91
4.4 Analyse des statischen Übertragungsverhaltens . . . . .	95
4.4.1 Dehnungsmessplatz . . . . .	95

4.4.2	Messergebnisse . . . . .	101
4.5	Schlussfolgerungen aus den Messungen . . . . .	105
<b>5</b>	<b>Mehrkomponenten-Kraftsensoren für die Laparoskopie</b>	<b>111</b>
5.1	Anforderungsermittlung . . . . .	112
5.2	Entwurf des mechanischen Verformungskörpers . . . . .	114
5.2.1	Analytische Beschreibung der Federelemente . . . . .	116
5.2.2	Struktursimulation . . . . .	119
5.2.3	Unterscheidung der Kraftkomponenten . . . . .	123
5.3	Experimentelle Untersuchung . . . . .	125
5.3.1	Musterbau . . . . .	125
5.3.2	Messtechnische Charakterisierung . . . . .	127
5.4	Schlussfolgerungen . . . . .	130
<b>6</b>	<b>Strukturintegration von Dehnungsmesselementen</b>	<b>133</b>
6.1	Anforderungen an strukturintegrierbare Sensoren . . . . .	135
6.2	Integration diskreter Messelemente . . . . .	136
6.3	Funktionalisierung leitfähiger Oberflächen . . . . .	138
6.3.1	Funktionales Drucken . . . . .	139
6.3.2	Herstellungsprozess . . . . .	141
6.3.3	Charakterisierung der Druckfluide . . . . .	142
6.3.4	Auslegung der Sensortopologie . . . . .	148
6.4	Messtechnische Charakterisierung der Sensoren . . . . .	152
6.4.1	Grundwiderstand . . . . .	152
6.4.2	Rauschleistungsdichte . . . . .	155
6.4.3	Statisches Übertragungsverhalten . . . . .	156
6.5	Schlussfolgerungen . . . . .	160
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>161</b>
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>169</b>
<b>Anhang</b>		<b>194</b>
<b>A</b>	<b>Ergänzungen zur Struktursimulation</b>	<b>195</b>
<b>B</b>	<b>Ergänzung zur Eigenstörung Rauschen</b>	<b>201</b>
<b>C</b>	<b>Ergänzungen zur Mechanik</b>	<b>205</b>
C.1	Berechnung der Dehnungsübertragungsrate . . . . .	205
C.2	Vier-Punkt-Biegeversuch . . . . .	208
<b>D</b>	<b>Experimentelle Untersuchung von FBG-Sensoren</b>	<b>211</b>
<b>E</b>	<b>Anwendung von Si-DMS zur Drehmomentmessung</b>	<b>215</b>

<b>F</b>	<b>Ergänzungen zum System INKOMAN</b>	<b>219</b>
<b>G</b>	<b>Fehleranalyse am elektrischen Wandler der Si-DMS</b>	<b>223</b>
<b>H</b>	<b>Konventionelle Druckverfahren</b>	<b>227</b>
	<b>Lebenslauf</b>	<b>229</b>



# Abkürzungs- und Symbolverzeichnis

## Abkürzungen

ACA	<i>Anisotropic Conductive Adhesive</i> - Anisotrop leitfähiger Klebstoff
AVT	Aufbau- und Verbindungstechnik
CNT	<i>Carbon-Nanotubes</i>
CVD	<i>Chemical Vapor Deposition</i> - Chemische Gasphasenabscheidung
DBG	<i>Dicing Before Grinding</i> - Vereinzelungsverfahren für Si-Chips
DMS	Dehnungsmessstreifen
EBID	Elektronenstrahlinduzierte Deposition
FBGS	Faser-Bragg-Gitter-Sensor
HTO	Hochtemperaturoxid
IBID	Ionenstrahlinduzierte Deposition
ICA	<i>Isotropic Conductive Adhesive</i> - Isotrop leitfähiger Klebstoff
LPCVD	<i>Low Pressure Chemical Vapor Deposition</i> - Niederdruck-CVD
MWCNT	<i>Multiwall Carbon-Nanotubes</i>
NCA	<i>Non-Conductive Adhesive</i> - Nichtleitfähiger Klebstoff
PEDOT:PSS	Poly-3,4-ethyldioxythiophen:Polystyrensulfonat, intrinsisch leitfähiges Polymer
PVD	<i>Physical Vapor Deposition</i> - Physikalische Gasphasenabscheidung
PVDF	Polyvinylidenfluorid, piezoelektrisches Polymer
PZT	Blei-Zirkonat-Titanat, piezoelektrische Keramik
SAW	<i>Surface Acoustic Wave</i> - Oberflächenwelle
SWCNT	<i>Singlewall Carbon-Nanotubes</i>
TCP	<i>Tool Center Point</i> - Instrumentenspitze
UBM	<i>Under Bump Metallization</i> - Untergundmetallisierung

## Formelzeichen

$\alpha$	Thermischer Ausdehnungskoeffizient; HOOGE-Koeffizient
$\alpha_0$	Temperaturkoeffizient des Nullpunkts bezogen auf $U_0$
$\alpha_B$	Temperaturkoeffizient des Übertragungsfaktors bezogen auf $u_N$
$\alpha_N$	Temperaturkoeffizient des Nullpunkts bezogen auf $u_N$
$\alpha_R$	Temperaturkoeffizient des Widerstands
$\beta_M$	Dehnungsübertragungsrate
$\Delta$	Operator zur Kennzeichnung einer Differenz
$\delta$	Operator zur Kennzeichnung der partiellen Ableitung
$\epsilon$	Permittivität
$\epsilon_r$	Relative Dielektrizitätszahl
$\Lambda$	Gitterkonstante bzw. Gitterperiode
$\lambda$	Wellenlänge
$\lambda_B$	BRAGG-Wellenlänge
$\mu$	Beweglichkeit der Ladungsträger; magnetische Permeabilität
$\nu_{ij}$	Querkontraktionszahl
$\omega$	Kreisfrequenz
$\phi$	Phasenverschiebung
$\pi_{ij}$	Piezoresistive Koeffizienten
$\rho_0$	Spezifischer Widerstand im mechanisch unbelasteten Fall
$\rho_{ij}$	Spezifischer Widerstand
$\sigma$	Standardabweichung; elektrische Leitfähigkeit
$\vartheta$	Temperatur
$\vartheta_0$	Referenztemperatur
$\xi$	Auslenkung
$A$	Fläche; Übertragungsmatrix
$A_x$	Autokorrelationsfunktion
$b$	Breite
$B(\omega)$	Dynamische Sensorübertragungsfunktion
$B_0$	Statischer Übertragungsfaktor
$B_R$	Magnetische Remanenzflussdichte
$B_S$	Reale Sensorübertragungsfunktion
$C$	Kapazität
$C_0$	Kapazität im mechanisch unbelasteten Fall
$C_p$	Kapazität piezoelektrischen Materials
$D$	Elektrische Verschiebungsdichte

---

$d$	Abstand
$d_{ij}$	Piezoelektrische Ladungskonstante
$E$	Erwartungswert
$E_{\max}$	Elektrische Durchbruchfeldstärke
$E_{ij}$	Elastizitätsmodul; elektrische Feldstärke
$e_{ij}$	Piezoelektrische Kraftkonstante
$F$	Messunsicherheit; Kraft
$f_0$	Resonanzfrequenz
$F_H$	Hysteresefehler
$F_N$	Nichtlinearität
$F_{\text{sys}}$	systematische Fehler
$F_z$	zufällige Fehler
$G_{ij}$	Piezoresistivität; Schubmodul
$H$	Magnetische Feldstärke
$h$	Höhe, Dicke
$i$	Elektrischer Strom (variabel)
$I_0$	Versorgungsstrom (Gleichstrom)
$I_i$	Flächenträgheitsmoment
$J_{ij}$	Stromdichte
$k$	Kopplungsfaktor; natürliche Konstante
$K_i$	K-Faktor
$l$	Länge
$l_0$	Ursprungslänge
$L_n$	Rauschleistungsdichtespektrum
$M_i$	Moment
$M_b$	Biegemoment
$N$	Anzahl
$n$	Brechungsindex; natürliche Zahl
$N_A$	Dotierungskonzentration (Akzeptoratome)
$N_D$	Dotierungskonzentration (Donatoratome)
$N_R$	Dotierungskonzentration des Widerstandsgebiets (allgemein)
$P$	Piezoresistiver Skalierungsfaktor
$p$	<i>pitch</i> - Abstand der Mittelpunkte
$Q$	Querempfindlichkeit; Querkraft
$q$	Elektrische Ladung
$q_0$	Linienlast
$R$	Elektrischer Widerstand
$R_0$	Elektrischer Grundwiderstand

---

$r_i$	Elektrischer Widerstandswert (variabel)
$R_{p0,2}$	0,2 %-Dehngrenze
$R_z$	Rauheit
$s$	Maß für die Indexvariation bei Faser-Bragg-Gittern
$S_{\min}$	Auflösung, minimal detektierbare Dehnung
$S_{ij}$	Dehnung
$T_V$	von-Mises-Spannung
$T_{ij}$	Mechanische Spannung
$u$	Elektrische Spannung (variabel)
$U_0$	Versorgungsspannung (Gleichspannung)
$u_0$	Nullpunktsignal (Offset) des Sensors
$V$	Volumen; Varianz
$v$	Geschwindigkeit
$w$	Biegelinie; Auslenkung
$w_{\max}$	Maximale Durchbiegung
$x_i$	Zeitlich veränderliches Signal; Raumkoordinate
$Z$	Elektrische Impedanz

## Indizes

0	Kennzeichnung des Referenzzustands
$i$	Nummerierung - natürliche Zahl
$ij$	Kennzeichnung der Raumrichtung
B	Kennzeichnung des Messobjekts (Verformungskörper)
L	Orientierung in Längsrichtung
M	Kennzeichnung des Messelements
n	Kennzeichnung des Rauschprozesses
Q	Orientierung in Querrichtung
R	Kennzeichnung des Widerstandsgebiets
Z	Kennzeichnung der Zwischenschicht

## Konstanten

$\epsilon_0 = 8,851 \cdot 10^{-12} \text{ F} \cdot \text{m}^{-1}$	Elektrische Feldkonstante
$\pi = 3,14159265$	Kreiszahl
$g = 9,807 \text{ m} \cdot \text{s}^{-2}$	Erdbeschleunigung
$k_B = 1,380 \cdot 10^{-23} \text{ J} \cdot \text{K}^{-1}$	BOLTZMANN-Konstante



# 1 Einleitung

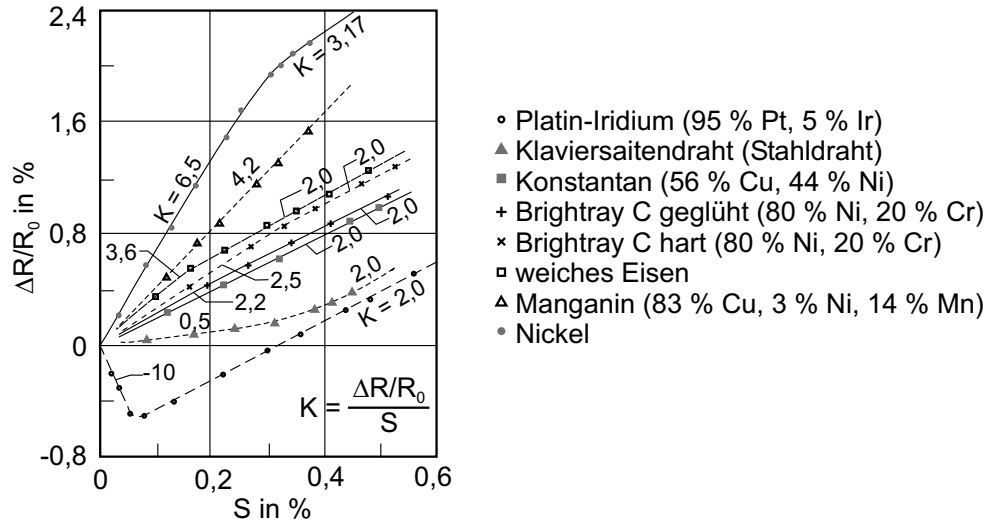
Zwei Fragestellungen motivieren zu einer messtechnischen Erfassung der mechanischen Dehnung. Zunächst ist die experimentelle Spannungsanalyse zu nennen. Die Messung der Dehnung an der Bauteiloberfläche ermöglicht es, die mechanische Spannungsverteilung und somit die Werkstoffbeanspruchung zu beurteilen. Das zweite Anwendungsfeld ist der Aufnehmerbau für die Erfassung der mechanischen Größen Druck, Kraft und Drehmoment. Diese werden anhand der relativen Längenänderung (Dehnung) ermittelt, die an der Oberfläche eines Federkörpers infolge der mechanischen Größe auftritt. In beiden Anwendungsgebieten wird die primäre Messgröße somit indirekt über die Dehnung erfasst. Hierzu werden standardmäßig elektrische Dehnungsmessstreifen (DMS) eingesetzt, deren Funktion im Folgenden beschrieben wird.

## 1.1 Elektrische Dehnungsmessung

Das Messprinzip beruht auf der im Jahre 1856 von Lord KELVIN veröffentlichten Proportionalität der Widerstandsänderung  $\Delta R$  eines metallischen Leiterstücks mit dem spezifischen Widerstand  $\rho_0$  zu seiner in Folge einer Zugbelastung auftretenden Längenänderung  $\Delta l$  [1, 2]. Werden die Änderungen auf die Ursprungslänge  $l_0$  bzw. den Widerstandswert  $R_0$  im unbelasteten Fall bezogen, kann der folgende fundamentale Zusammenhang formuliert werden, welcher für alle resistiven Sensoren Gültigkeit besitzt:

$$\frac{\Delta R}{R_0} = K \cdot \frac{\Delta l}{l_0}, \text{ mit } R_0 = \rho_0 \cdot \frac{l_0}{A_0}. \quad (1.1)$$

Der einheitslose Proportionalitätsfaktor  $K$  quantifiziert den linearen Zusammenhang der relativen Größen. Die primäre mechanische Größe ändert neben der Geometrie (Länge  $l_0$  und Querschnittsfläche  $A_0$ ) des Leiters auch das Gefüge selbst, was zu einer Modulation des spezifischen Widerstands  $\rho_0$  führt. Abhängig vom jeweiligen Material ergeben sich so unterschiedliche Verläufe der relativen Widerstandsänderung in Abhängigkeit von der Dehnung (Abb. 1.1). Bei metallischen DMS kommen üblicherweise Legierungen zum Einsatz, bei denen ein linearer Zusammenhang im gesamten Messbereich gewährleistet ist und der  $K$ -Faktor auch im Bereich der Fließgrenze kon-



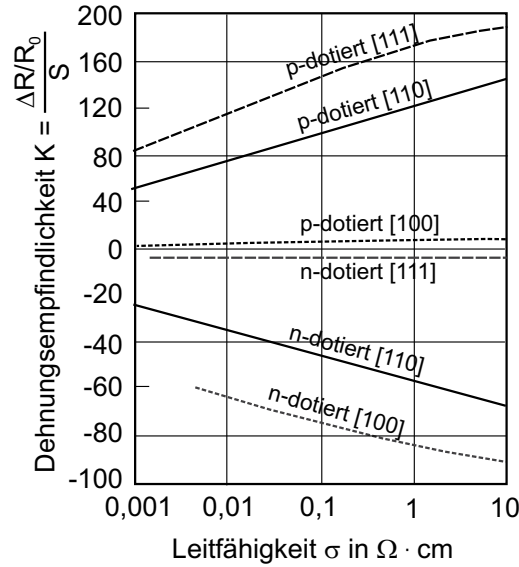
**Abb. 1.1:** Relative Widerstandsänderung als Funktion der Dehnung [3, 4]. Zur Ermittlung des Zusammenhangs wurden von BERTODO frei gespannte Drähte aus verschiedenen Werkstoffen untersucht. Die durch Zugbelastung erzeugte Dehnung  $S$  lag mit bis zu  $6.000 \mu\text{m}/\text{m}$  im plastischen Bereich.

stant bleibt [3]. Die relative Widerstandsänderung wird hierbei maßgeblich durch die Gestaltsänderung hervorgerufen und nimmt bei den relevanten Legierungen (z.B. Konstantan) einen Wert von  $K \approx 2$  an (Abb. 1.1).

Etwa 100 Jahre später, im Jahr 1954, wurde die Dehnungssensitivität von homogen dotierten Festkörper-Halbleitern entdeckt [5, 6]. Die relative Widerstandsänderung ist hierbei direkt proportional zum vorherrschenden mechanischen Spannungsfeld und wird durch die Änderung des Gefüges hervorgerufen. Diesen Zusammenhang nennt man *Piezoresistivität*<sup>1</sup>. Aufgrund seiner hervorragenden mechanischen Eigenschaften und der einfachen wie auch präzisen Strukturierbarkeit wird typischerweise Silizium als halbleitendes Material zur Realisierung piezoresistiver Sensoren eingesetzt [7, 8]. Durch die Dotierung von reinem Silizium mit Fremdatomen (3-wertige Akzeptoratome oder 5-wertige Donatoratome) wird die p- bzw. n-Leitfähigkeit hervorgerufen. Der Grad der Dotierung bestimmt sowohl die elektrische Leitfähigkeit als auch die Piezoresistivität. Die erreichbaren  $K$ -Faktoren nehmen Werte bis 250 [9] an und übertreffen so bei Weitem die Empfindlichkeit rein resistiver DMS (Abb. 1.2).

Die Nutzung des piezoresistiven Effekts von inhomogen dotiertem Silizium setzte sich überwiegend im Bereich der Drucksensorik durch [10–12]. Hierbei sind p- bzw. n-dotierte Gebiete in einem gegenteilig dotierten Silizium-Chip als Messwiderstände

<sup>1</sup>Der Begriff leitet sich vom griechischen Verb  $\pi\iota\epsilon\zeta\omega\ \kappa\alpha\tau\iota$ , deutsch *etwas drücken* ab. *Piezoresistivität* bedeutet somit die Änderung des Widerstandes in Folge einer Kraft bzw. eines Drucks.



**Abb. 1.2:** Dehnungsempfindlichkeit  $K$  als Funktion der Leitfähigkeit  $\sigma$  bei monokristallinem Silizium unterschiedlicher Dotierung (p- oder n-dotiert) [4]. Die eckigen Klammern kennzeichnen die Orientierung der Kristallgitterachsen (MILLERSche Indizierung).

integriert (inhomogene Dotierung). Der Chip selbst dient als Federkörper, welcher die Messgröße Druck in die mechanische Spannung wandelt, die wiederum von den Messwiderständen detektiert wird. Die so erreichte Funktionsintegration ermöglicht es, dass diese Sensoren sich durch eine hohe Linearität und geringe Hysterese (Messunsicherheit  $< 0,1\%$  [11]) sowie einen hohen Grad der Miniaturisierung (Kantenlängen  $\leq 0,8\text{ mm}$  [13]) auszeichnen.

Die Anwendung halbleitender Dehnungssensoren beschränkt sich auf den Aufnehmerbau. Homogen p- oder n-dotierte Siliziumelemente, die als diskrete Halbleiter-Dehnungsmessstreifen (Halbleiter-DMS) zur Verfügung stehen [9], werden vergleichbar mit metallischen DMS auf das jeweilige Messobjekt (Federkörper) appliziert. Heutzutage werden Halbleiter-DMS überwiegend im Präzisionsaufnehmerbau zur Realisierung miniaturisierter Kraft-Moment-Sensoren eingesetzt [14] und spielen in der klassischen Spannungsanalyse eine untergeordnete Rolle [1, 4]. Die Hauptgründe hierfür sind u.a.:

- der starke Einfluss der Störgröße Temperatur sowie
- die eingeschränkte Überlastfestigkeit,
- die aufwändige Aufbau- und Verbindungstechnik (AVT) bzw.
- Applizierung und Schutz der Siliziumelemente.

Die hohe Empfindlichkeit und der damit einhergehende hohe Signalpegel können je-

doch Vorteile hinsichtlich des Signal-Rausch-Abstands (SNR) zur störungstoleranten Signalübertragung bringen. Bei inhomogen dotiertem Silizium ist die Realisierung von Widerstandsbrücken auf einem Silizium-Chip möglich, so dass bei einem hohen Miniaturisierungsgrad die Kompensation störender Temperatureffekte in erster Näherung erfolgt [15–17]. Die Herstellung ultra-dünner Chips ( $\leq 10\text{ }\mu\text{m}$ ) erhöht die Belastbarkeit bzw. Biegsamkeit der an sich spröden Siliziumelemente [18, 19]. Zusammen mit den robusten AVT-Lösungen wie die Flip-Chip-Kontaktierung für eben genannte Mikrosensoren [19, 20] motivieren die jüngsten Entwicklungen, inhomogen dotierte Siliziumelemente hinsichtlich des Einsatzes in Spannungsanalyse und dem Aufnehmerbau zu untersuchen.

### 1.2 Inhalt und Aufbau der Arbeit

Die vorliegende Arbeit beinhaltet die Entwicklung und Anwendung miniaturisierter Dehnungsmesselemente, die auf dem piezoresistiven Messprinzip beruhen. Die anwendungsbezogenen Anforderungen an die Messelemente werden von zwei Applikationen abgeleitet, die während der wissenschaftlichen Tätigkeit am Institut EMK bearbeitet wurden. Es werden die beiden Sensortechnologien Siliziumtechnologie und Drucken untersucht und verglichen. Bei der ersten Sensortechnologie werden sowohl Silizium-Oberflächenmikromechanik als auch Silizium-Volumenmikromechanik für die Realisierung der Sensoren analysiert. Für die Realisierung gedruckter Sensoren werden die Verfahren Inkjet- und Siebdruck in Zusammenarbeit mit dem Institut für Druckmaschinen und Druckverfahren (IDD), TU Darmstadt, untersucht.

Die erste Applikation ist ein miniaturisierter Mehrkomponenten-Kraftsensor zur Erfassung der Kräfte an einer minimal-invasiven Instrumentenplattform. Hierzu werden inhomogen dotierte Silizium-Dehnungsmesselemente entwickelt, um nahezu punktuell die Dehnungen eines Stahl-Federkörpers in einer Vollbrückenordnung zu erfassen. Die Messelemente sind so konzipiert, dass sie vergleichbar mit konventionellen DMS universell einsetzbar sind und auch zur Spannungsanalyse verwendet werden können.

Die zweite Applikation bildet die Integration von Dehnungsmesselementen in adapttronische Systeme. Die Sensoren dienen hierbei zur Überwachung des Schwingungs- oder auch Belastungszustandes beliebiger Strukturkomponenten. Abhängig von deren Topologie ergibt sich der zu detektierende Spannungszustand. Die Messaufgabe ist demnach der eingangs vorgestellten Spannungsanalyse zuzuordnen. Für diesen Anwendungsfall werden zusätzlich zu den miniaturisierten Siliziumelementen gedruckte (piezo-)resistive Sensorschichten analysiert. Die Vorteile dieser Technologie liegen in der kostengünstigen Integration sowie der geringen Rückwirkung auf das Verformungs-

verhalten des Messobjekts.

Die vorliegende Arbeit gliedert sich wie folgt: In Kapitel 2 werden verschiedene Sensortechnologien, die zur Dehnungsmessung geeignet sind, untersucht. Neben der Bewertung der Prinzipien erfolgt die Ableitung gegenwärtiger Defizite und damit der Zielstellungen für die vorliegende Arbeit. Der Entwurf der Siliziumelemente ist in Kapitel 3 erläutert. Ihr Fertigungsprozess sowie die messtechnische Charakterisierung in Abhängigkeit der Aufbau- und Verbindungstechnik ist in Kapitel 4 zu finden. Darauf aufbauend werden die beiden Applikationen vorgestellt. In Kapitel 5 werden die Auslegung, die Fertigung wie auch die Charakterisierung des oben genannten piezoresistiven Miniaturkraftsensors beschrieben. Die Anwendung strukturintegrierter Dehnungssensoren wird in Kapitel 6 behandelt. Hier werden schwerpunktmäßig die Übertragungseigenschaften gedruckter Dehnungssensoren analysiert. Die Arbeit schließt in Kapitel 7 mit der Diskussion der Leistungsfähigkeit der untersuchten Messelemente als universell einsetzbare Dehnungssensoren sowie einem Ausblick auf zukünftige Anwendungsmöglichkeiten.



## 2 Stand der Technik

Das folgende Kapitel gibt einen Überblick über Sensorprinzipien, die zur Realisierung von Dehnungsmesselementen sowohl im Aufnehmerbau als auch für die experimentelle Spannungsanalyse etabliert sind. Bei Letzterer liegt das Augenmerk auf Technologien, die sich für die Strukturintegration eignen. Das Standardverfahren ist die resistive Dehnungsmessung und wird hinsichtlich der verfügbaren Technologien eingeteilt. Daneben werden auch kapazitive Sensoren besprochen, die seit den 1960er Jahren insbesondere für Hochtemperaturanwendungen verwendet werden [4,21] und derzeit als planare bzw. Sandwich-Strukturen eine Renaissance erleben [22]. Aufgrund ihrer weiten Verbreitung im Bereich der Strukturüberwachung werden die Eigenschaften faseroptischer [23, 24] und piezoelektrischer Sensoren [24, 25] erläutert. Im Abschnitt 2.5 sind zwei Sensorprinzipien beschrieben, die überwiegend zur Drehmomentmessung, vereinzelt auch im Bereich der Strukturüberwachung eingesetzt werden [24, 26, 27] sowie textile Sensoren, deren Erforschung seit den 1990er Jahren erfolgt [28].

Ziel ist es, die verfügbaren Sensortechnologien und -prinzipien einzuordnen und hinsichtlich der für die Anwendung relevanten Eigenschaften zu vergleichen (s. Abschnitt 2.6). Hierzu werden Kennwerte ausgewählt, die eine Beurteilung der Eignung für die zuvor genannten Anwendungsfälle ermöglichen:

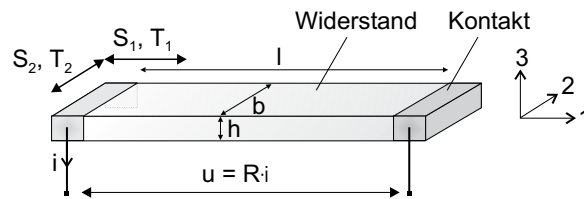
- Zur Beschreibung der Empfindlichkeit dient der  $K$ -Faktor [1]. Er beschreibt den Quotienten der relativen Änderung der elektrischen Zwischengröße bezogen auf die interessierende Dehnungskomponente.
- Abhängig vom Messort und der Applikation ist ebenfalls die Erfassung kleinster Dehnungsbeträge, z.B. innerhalb der Lagerung eines Verbrennungsmotors im KfZ ( $S \leq 10^{-7}$ ), erforderlich. Hierzu wird der minimal detektierbare Dehnungsbetrag  $S_{\min}$ , im Folgenden auch als Auflösung bezeichnet, benannt.
- Der optimale Arbeitsbereich der Sensorprinzipien wird durch den Wert der Nenndehnung  $S_N$  beschrieben.
- Schließlich ist die Kenntnis der Überlastfähigkeit von Bedeutung, welche mit dem Parameter maximal mögliche Dehnung  $S_{\max}$  klassifiziert wird.
- Die minimal möglichen Abmessungen des jeweiligen Sensors quantifizieren die

Miniaturisierbarkeit bzw. die Rückwirkung des Sensors auf das mechanische Verhalten des Messobjekts. Hierfür wird zum Vergleich der Sensorprinzipien die Dicke des Messelements herangezogen.

Im Folgenden werden das Wandlungsprinzip sowie die Technologie des jeweiligen Sensorprinzips vorgestellt und anhand von Realisierungen die oben genannten Kennwerte abgeleitet.

## 2.1 Resistive Dehnungsmessung

Die Standardmethode zur Erfassung von Dehnungen basiert auf dem resistiven Prinzip. Der Wert eines elektrischen Widerstands wird durch die mechanische Größe moduliert. Durch Bestimmung des totalen Differentials kann die relative Widerstandsänderung beschrieben werden.



**Abb. 2.1:** Schematische Darstellung eines Leiterstückes und seiner Widerstandsänderung infolge eines ebenen Spannungszustandes. Materialabhängig kann es neben der Gestaltsänderung ebenfalls zu einer Änderung des spezifischen Widerstands  $\rho$  kommen.

Unter der Annahme einer konstanten, gradientenfreien Dehnung über dem gesamten Messelement kann der folgende Zusammenhang formuliert werden [29]:

$$dR = \frac{\partial R}{\partial l} \cdot dl + \frac{\partial R}{\partial b} \cdot db + \frac{\partial R}{\partial h} \cdot dh + \frac{\partial R}{\partial \rho} \cdot d\rho, \text{ mit } R = \rho \cdot \frac{l}{b \cdot h} \quad (2.1)$$

$$\frac{dR}{R} = \underbrace{\frac{d\rho}{\rho}}_{\text{materialspezifisch}} + \underbrace{\frac{dl}{l} - \frac{db}{b} - \frac{dh}{h}}_{\text{geometriebedingt}}. \quad (2.2)$$

Hierbei kennzeichnet  $\rho$  den spezifischen Widerstand,  $l$ ,  $b$  und  $h$  das Volumen des Widerstandsgebietes. Über den Elastizitätsmodul  $E$  sowie die Querkontraktionszahl  $\nu$  des isotropen Sensormaterials kann von der wirkenden Normaldehnung auf den ebenen



Spannungszustand geschlossen werden [30]:

$$\frac{dl}{l} = S_1 = \frac{1}{E} \cdot T_1 - \frac{\nu}{E} \cdot T_2, \quad (2.3)$$

$$\frac{db}{b} = S_2 = -\frac{\nu}{E} \cdot T_1 + \frac{1}{E} \cdot T_2, \quad (2.4)$$

$$\frac{dh}{h} = S_3 = -\frac{\nu}{E} \cdot T_1 - \frac{\nu}{E} \cdot T_2. \quad (2.5)$$

Neben dem rein geometrischen Anteil durch die Gestaltsänderung tragen in geringem Maße auch materialspezifische Vorgänge zur gesamten Widerstandsänderung bei. Dieses Verhalten wird über den piezoresistiven Effekt beschrieben (s. Abschnitt 2.1.4). Hierbei beeinflusst der mechanische Spannungszustand, hervorgerufen durch die mechanischen Messgrößen, die Leitfähigkeit und damit den spezifischen Widerstand  $\rho$  selbst (Gl. (2.6)). Diese materialabhängige Größe ist eine Funktion der Beweglichkeit  $\mu$  der Ladungsträger in Abhängigkeit ihrer Dichte pro Volumeneinheit [10]. Die relative spezifische Widerstandsänderung kann daher mit folgender Gleichung beschrieben werden:

$$\frac{d\rho}{\rho} = \frac{dV}{V} - \frac{d(N \cdot \mu)}{N \cdot \mu}, \text{ mit } \rho = \frac{V}{N \cdot \mu \cdot |q|}, \quad (2.6)$$

wobei  $V$  das Volumen des Widerstandsbereichs,  $N$  die Anzahl der Ladungsträger und  $|q|$  die Ladung der Teilchen sind [10, 31].

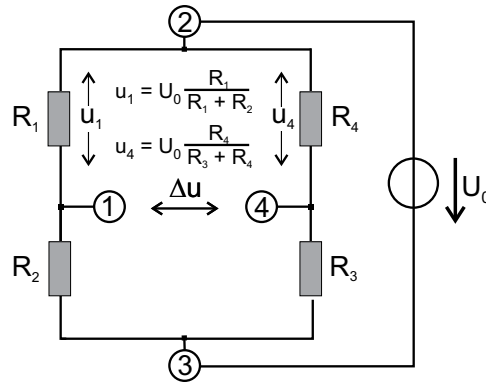
Berücksichtigt man sowohl den geometriebedingten als auch den materialspezifischen Effekt, so kann über Gl. (2.7) eine Beziehung für die dehnungsabhängige Widerstandsänderung formuliert werden. Die  $K$ -Faktoren  $K_i$  ( $i = 1, 2, 3$ ) bezeichnen hierbei eine dimensionslose, den Messeffekt quantifizierende Proportionalitätszahl:

$$\frac{dR}{R} = K_1 \cdot S_1 + K_2 \cdot S_2 + K_3 \cdot S_3. \quad (2.7)$$

Abhängig von der Orientierung des Dehnungsfeldes zum Stromfluss durch das Widerstandsgebiet ergeben sich verschiedene Faktoren in Quer- und Längs- sowie in  $S_3$ -Richtung, wobei der letztgenannte Faktor im Falle der Erfassung von Oberflächendehnungen eines Messobjekts vernachlässigbar ist. Der Messeffekt kann somit durch

$$\frac{dR}{R} = K_L \cdot S_L + K_Q \cdot S_Q \quad (2.8)$$

beschrieben werden, wobei die Indizes L und Q die Orientierung des Widerstands bezogen auf die Dehnung in Längs- bzw. Querrichtung festlegen. Der Quotient aus  $K$ -Faktor in Längs- und Querrichtung ist die so genannte Querempfindlichkeit  $Q = K_L/K_Q$ , mit  $Q = 0 \dots 1$ . Je geringere Werte  $Q$  annimmt, um so selektiver misst der Sensor in der jeweiligen Dehnungsrichtung.



**Abb. 2.2:** Prinzip der WHEATSTONESchen Brückenschaltung. Die Versorgung der Widerstandsbrücke erfolgt an den Anschlüssen 2 und 3. Für den Fall, dass  $R_1/R_2 = R_3/R_4$  gilt, ist die Brücke abgeglichen und die Diagonalspannung (Anschluss 1 und 4) beträgt  $\Delta u = 0$ . Abhängig von der Änderung der Widerstände  $R_i \pm \Delta R_i$  wird die Brücke verstimmt und die Diagonalspannung ändert sich proportional zur Änderung des Widerstands und damit zur Dehnung [4].

Wie in der Einleitung beschrieben ergibt sich bei den verwendeten Metalllegierungen typischerweise ein  $K$ -Faktor in Längsrichtung von  $K_L \approx 2$  (Abb. 1.1, Kapitel 1). Der materialspezifische, piezoresistive Anteil ist von untergeordneter Bedeutung und geht in die erste Nachkommastelle ein [1, 3]. Bei halbleitenden, glaskeramischen oder auch polymeren Werkstoffen ist dagegen der materialspezifische Anteil dominant [32–37].

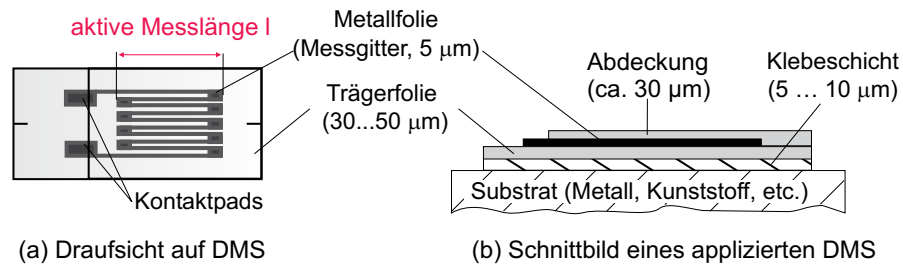
Die Auswertung der relativen Widerstandsänderung erfolgt über eine WHEATSTONEsche Brückenordnung. Hierbei werden ein bis vier Messwiderstände paarweise in Reihe und parallel zu einander verschaltet und mit einer Spannung (Abb. 2.2, Anschlüsse 2 und 3) versorgt. Durch die Messgröße wird die über den Widerständen abfallende Spannung moduliert und eine Differenzspannung  $\Delta u$  kann am Mittenabgriff (Abb. 2.2, Anschlüsse 1 und 4) der Brückenzweige ausgewertet werden. Bei Vernachlässigung der quadratischen Anteile gilt der folgende Zusammenhang:

$$\frac{\Delta u}{U_0} = \frac{1}{4} \cdot \left( \frac{dR_1}{R_1} + \frac{dR_3}{R_3} - \frac{dR_2}{R_2} - \frac{dR_4}{R_4} \right). \quad (2.9)$$

Der Vorteil der Messbrücke liegt in der Kompensation aller gleich großen Anteile, die nicht von der Messgröße selbst abhängen:

- der Grundwiderstand  $R_0$  und
- dessen Temperaturkoeffizient  $\alpha_R$ .

Aus der relativen Spannungsänderung kann mittels Gl. (2.8) auf die Dehnung geschlossen werden. Die Speisung kann als Gleichsignal oder wie beim sogenannten Trägerfrequenzverstärker als Wechsignalsignal erfolgen, was zu einer Verbesserung der Auflösung,



**Abb. 2.3:** Aufbau eines Folien-DMS mit integrierten Kontaktpads. Das Messgitter ist eine photolithographisch strukturierte Metallfolie. Aufgrund des über den gesamten Dehnungsbereich konstanten  $K$ -Faktors wird überwiegend die Kupferlegierung Konstantan verwendet [1,3]. Das Substrat besteht in der Regel aus Polyimid, was sich durch eine hervorragende Verformbarkeit ( $< 30\%$  uniaxiale Belastung) und ein lineares Ausdehnungsverhalten in einem breiten Temperaturbereich ( $-270 \dots +370\ ^\circ\text{C}$ ) auszeichnet [2]. Die kleinste Messfläche (Messgitter) kommerziell verfügbarer DMS beträgt  $(0,38 \times 0,51)\ \text{mm}^2$  [39].

aber auch zu einer Begrenzung des detektierbaren Dynamikbereichs führt [1]. Weitere Informationen zu Verstärkerschaltungen sind beispielsweise [1, 4, 38] zu entnehmen.

Zur Realisierung (piezo-)resistiver Sensoren sind drei Sensortechnologien etabliert, die im Folgenden vorgestellt werden.

### 2.1.1 Metallfilm-DMS

Seit Anfang der 1950er Jahre werden Metallfilm- oder Foliendehnungsmessstreifen (Folien-DMS) zur Dehnungsmessung eingesetzt [1]. Der Messstreifen ist ein Mehrschichtsystem aus einem metallischen Messgitter auf organischem Substrat sowie einer organischen Kapselung (Abb. 2.3). Zur Erfassung der Oberflächendehnung wird der DMS auf das Messobjekt aufgeklebt.

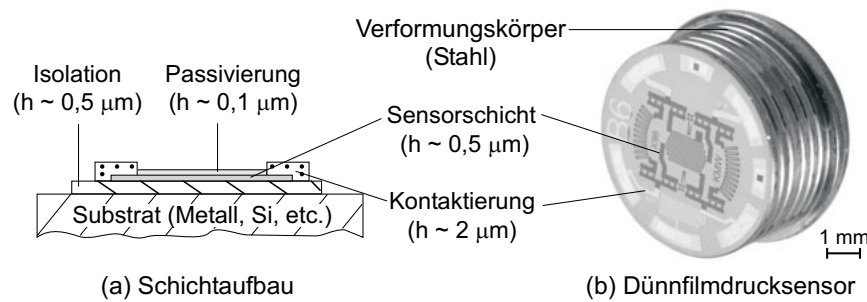
Es existieren verschiedene Materialsysteme, die hinsichtlich ihres thermischen Ausdehnungskoeffizienten sowie ihres Kriechverhaltens an das Material des jeweiligen Messobjekts angepasst sind [1, 4]. Folien-DMS verfügen aufgrund der optimierten Struktur des Messgitters [2] über eine geringe Querempfindlichkeit ( $Q < 0,1\%$ ). Sie sind langzeitstabil, robust und kommen sowohl bei der klassischen Spannungsanalyse als auch bei hoch präzisen Messaufgaben wie Windtunnelwaagen oder Wägesensoren zum Einsatz [4, 40]. Abhängig von der Legierung der Metallfolie ergeben sich  $K$ -Faktoren im Bereich von 2 (Konstantan) bis 6 (100 % Pt) [1, 3]. Als Widerstandswerte sind  $120\ \Omega$ ,  $350\ \Omega$  und  $1\text{k}\Omega$  üblich. Die minimalen Abmessungen der Einzel-DMS liegen bei etwa

3 mm Breite und 6 mm Länge [39, 41]. Die Messgitter selbst weisen kleinere Abmessungen auf. Das organische Substrat kann ohne Beeinträchtigung der Übertragungseigenschaften geringfügig gekürzt werden, so dass Abmessungen von etwa 1,5 mm Breite und 5 mm Länge erreichbar sind. Abhängig von Typ und Baugröße liegt die maximale Dehnbarkeit bei etwa  $\pm 2\%$ . Für größere Dehnungen ergeben sich plastische Verformungen im Widerstandsmäander und der  $K$ -Faktor ändert sich. Das Messsystem muss neu kalibriert werden, um den Belastungszustand des Messobjekts korrekt zu ermitteln.

Werden die DMS in mechanischen Sensoren für die Größen Druck, Kraft oder Moment eingesetzt, sollte die Nenndehnung maximal  $\pm 0,1\%$  betragen [2]. Abhängig von Messaufgabe und Messobjekt gibt es eine Vielzahl an Messgitteranordnungen zur Erfassung von Normal- bzw. auch Scherdehnungen an Messobjekten beliebigen Materials. Die minimal detektierbare Dehnung ist durch das thermische Rauschen sowie durch Drift und Rauschen der nachfolgenden Sensorelektronik limitiert. Die geringsten Dehnungen sind mit Trägerfrequenzverstärkern detektierbar. Die minimale Dehnung wird durch das thermische Rauschen begrenzt und liegt in diesem Fall bei etwa  $10^{-8}$  [4].

### 2.1.2 Dünnschicht-DMS

Alternativ zu den zuvor beschriebenen konventionellen DMS ist im Sensorbau das Aufbringen von (piezo-)resistiven, dünnen ( $h \leq 1 \mu\text{m}$ ) Messgittern zur Dehnungsmessung verbreitet (Abb. 2.4). Metalllegierungen und vereinzelt (Glas-)Keramik sind gängige Materialien für die mechanischen Verformungskörper. Die Sensor- und Isolationschichten werden in Vakuumverfahren abgeschieden und anschließend das Messgitter photolithographisch strukturiert. Neben den üblichen Vakuumverfahren aus der Gruppe der physikalischen Gasphasenabscheidung (PVD), insbesondere Kathodenzerstäubung (Sputtern) [26, 42], wird auch elektronen- oder ionenstrahlinduzierte Deposition (E/IBID) eingesetzt, um Schichtdicken im Nanometerbereich zu realisieren [43]. Die beiden letztgenannten Verfahren sind Direktschreibverfahren und der Lithographieschritt entfällt. Die erreichbaren  $K$ -Faktoren der metallischen Schichten sind vergleichbar mit den Werten der Folien-DMS. Durch das Abscheiden von z.B. polykristallinen Halbleitermaterialien [26, 44] oder diamantartigen Kohlenstoffverbindungen [45, 46] kann der  $K$ -Faktor deutlich erhöht werden und es ergeben sich Werte bis 35 (s. Abschnitt 2.1.3 bzw. 2.1.4). Im Fall der Kohlenstoffverbindungen nimmt der  $K$ -Faktor sogar Werte im Bereich von 100 bis 1.200 an. Bei Halbleitermaterialien können Grundwiderstände von bis zu  $5 \text{ k}\Omega$  auf kleinster Messfläche angeordnet und somit miniaturisierte Sensoren realisiert werden. Die Querempfindlichkeit ist mit  $Q \leq 10\%$  höher als bei Folien-DMS. Der Nennbereich ist wiederum vergleichbar. Die maxima-

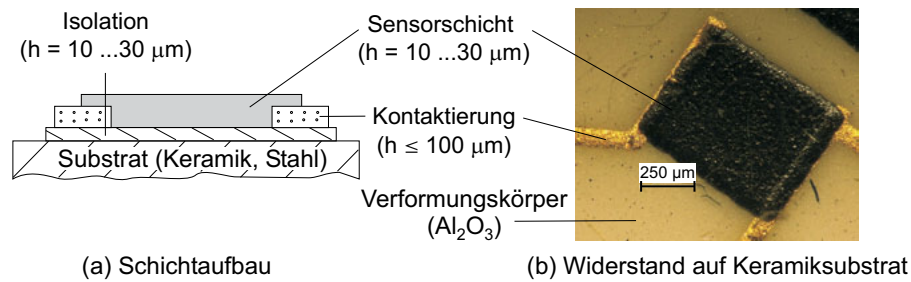


**Abb. 2.4:** Aufbau eines Dünnschicht-Sensors. Der Schichtaufbau ist in (a) dargestellt. Neben metallischen Schichten werden auch Oxide oder Halbleiter abgeschieden, die piezoresistives Verhalten und damit eine höhere Empfindlichkeit besitzen. Die Anwendung der Sensortechnologie zeigt die in (b) dargestellte OEM-Druckmesszelle (Sensor-Technik Wiedemann GmbH, Kaufbeuren, Deutschland [42]).

Die Dehnung  $S_{\max}$  wird im Aufnehmerbau durch die maximal zulässige Dehnung des Verformungskörpers vorgegeben und ist abhängig vom jeweiligen Material. Für durch Wechsellast beanspruchte Materialien wird in der Regel ein Sicherheitsbeiwert von 2,5 für die maximal zulässige Spannung gewählt [47]. Hieraus kann die maximal zulässige Dehnung berechnet werden. Die minimal detektierbare Dehnung ist abhängig vom verwendeten Funktionsmaterial sowie dessen effektiver Rauschspannung und beträgt  $S_{\min} \approx \pm 10^{-7}$  [46]. Durch die geringe Schichtdicke der Dünnschicht-DMS sind die Rückwirkungen auf das Dehnungsverhalten des Messobjekts minimiert. Zudem zeichnen sich die Messelemente durch eine sehr hohe Langzeitstabilität aus [29]. Allerdings sind die Sensoren aufgrund des Herstellungsprozesses sehr kostenintensiv und auf miniaturisierte Kraft-/Momenten- sowie Drucksensoren beschränkt. Weitere Informationen sind [29, 31, 44, 46] zu entnehmen.

### 2.1.3 Dickfilm-DMS

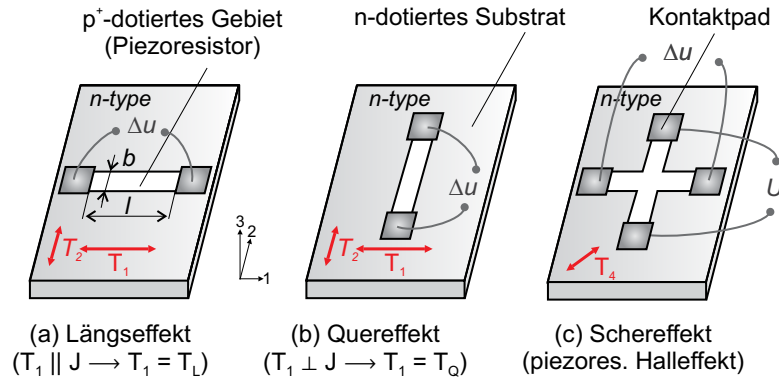
Die Dickfilmtechnologie ist das dritte etablierte Verfahren zur Herstellung resistiver Sensoren. Dem Namen entsprechend sind die Sensorschichten mit bis zu  $50 \mu\text{m}$  um ein bis zwei Größenordnungen dicker als die zuvor beschriebenen Dünnschicht-DMS (Abb. 2.5). Die Sensorschichten und Leiterbahnen werden durch Siebdruck strukturiert und ebenfalls direkt auf das Substrat aufgetragen. Ein anschließender Sinterprozess (Prozesstemperatur  $\vartheta \leq 1.700^\circ\text{C}$ ) sichert die mechanische Ankopplung an das Messobjekt [33]. Aufgrund der hohen Prozesstemperaturen sind die einsetzbaren Substratmaterialien auf Keramiken, insbesondere Aluminiumoxid [26] und Glaskeramiken [33] beschränkt. Vereinzelt werden auch Metalllegierungen eingesetzt [35, 48]. Als Sensor-



**Abb. 2.5:** Aufbau eines Dickfilmwiderstands. Zur Realisierung der Sensorschicht werden überwiegend piezoresistive Pasten eingesetzt. Der zugehörige Schichtaufbau ist in (a) dargestellt. (b) zeigt das Detail eines der Widerstandsgebiete eines keramischen Drucksensors (Metallux SA, Mendrisio, Schweiz). Im Falle nicht leitender Substrate wie Aluminiumoxid entfällt die Isolationsschicht.

materialien kommen glaskeramische Pasten zum Einsatz, die abhängig vom Funktionsmaterial über einen ausgeprägten piezoresistiven Anteil verfügen [22, 49–51]. Neben granuliertem Glaspulver und Binder sind Oxide (z.B.  $RuO_2$ ,  $Bi_2O_3$  oder  $In_2O_3$ ) die den Messeffekt bestimmenden Funktionsbestandteile. Mit kommerziell verfügbaren Pasten sind  $K$ -Faktoren in Längsrichtung von bis zu 20 (vgl. [52–55]), im Bereich der Forschung sogar bis 97 [22] erreichbar. Vergleichbar mit halbleitenden Materialien kann eine Richtungsabhängigkeit des Messeffekts beobachtet werden (vgl. Gl. (2.7)) [49, 50]. Die Querempfindlichkeit ist vergleichbar mit Dünnschicht-DMS. Die maximalen Dehnungen sind bisher nicht veröffentlicht. Die Nenndehnungen sind vergleichbar mit denen konventioneller DMS. Die minimal detektierbare Dehnung ist neben der Auswertelektronik vom Rauschen der verwendeten Paste abhängig und liegt nach [56] bei  $10^{-7}$  bis  $10^{-6}$ . Dickfilm-DMS auf glaskeramischer Basis werden ausschließlich zur Realisierung kostengünstiger Druck- und Kraftsensoren verwendet [33, 56].

Seit Beginn des neuen Jahrtausends wird weltweit die Realisierung kostengünstiger, gedruckter piezoresistiver Dehnungssensoren für beliebige Substratmaterialien erforscht (z.B. [57, 58]). Die isolierenden bzw. (piezo-)resistiven Schichten werden wie bei Dickfilm-DMS direkt auf die Substrate gedruckt. Im Gegensatz zur klassischen Dickfilmtechnologie sind jedoch wesentlich geringere Prozesstemperaturen  $\vartheta \leq 300^\circ\text{C}$  für die Sensorintegration ausreichend [57]. Sowohl nicht berührende, maskenlose Verfahren wie Inkjetdruck oder Aerosoljetdruck als auch berührende Verfahren wie Siebdruck kommen zum Einsatz. Die Schichtdicke ist abhängig vom Druckverfahren und liegt bei ca. 1 bis 10  $\mu\text{m}$ . Die Funktionsmaterialien sind Metalllegierungen [57], Oxide, Kohlenstoffverbindungen (z.B. *Carbon-Nanotubes* - CNT [34]) oder auch leitfähige Polymere (z.B. PEDOT:PSS [36, 59] oder Kohlenstoffnanokomposita [60, 61]) und liegen als



**Abb. 2.6:** Darstellung des Längs-, Quer- und Schereffekts am Beispiel von inhomogen dotiertem Silizium. Abhängig von der Orientierung des Widerstandsgebiets und dem vorherrschenden mechanischen Spannungszustand können die resultierenden  $K$ -Faktoren ermittelt werden. Bei industriellen Siliziumsensoren werden in der Regel die beiden erstgenannten Effekte genutzt.

druckbares Fluid vor. Abhängig vom Funktionsmaterial ergeben sich  $K$ -Faktoren von etwa 2 [58] bis 1.000 [34]. Die minimal detektierbare Dehnung wird vom Eigenrauschen der Funktionsschicht bestimmt und hängt damit vom jeweiligen Funktionsmaterial ab. Die niedrigsten Dehnungen sind mit metallischen Sensorschichten detektierbar, da bei diesen rein thermisches Rauschen auftritt. Die maximale Dehnbarkeit ist wiederum abhängig vom Verformungskörpermaterial.

#### 2.1.4 Silizium-DMS

Siliziumsensoren gehören zur Gruppe des piezoresistiven Wirkprinzips. Eine Änderung des spezifischen Widerstands  $\rho$  ist hierbei die Folge einer wirkenden Kraft oder eines wirkenden Drucks auf den Siliziumkristall (s. Kapitel 3). Aufgrund der kristallinen Struktur von Silizium ist der Messeffekt anisotrop, d.h., abhängig vom Winkel zwischen Stromdichtevektor  $\underline{J}$  und mechanischer Spannungskomponente  $T_i$  können drei Effekte unterschieden werden. Beim *Längseffekt* fließt der Strom  $i$  parallel zur mechanischen Normalspannung, beim *Quereffekt* fließt  $i$  senkrecht zur mechanischen Normalspannung und beim *Schereffekt* fließt  $i$  parallel oder senkrecht zur mechanischen Scherspannung. Abbildung 2.6 veranschaulicht den beschriebenen Zusammenhang. Für die Änderung des Widerstands gilt abhängig von der Orientierung des Widerstandsgebiets folgende Gleichung:

$$\frac{dR}{R} \approx \frac{d\rho}{\rho} = \pi_L \cdot T_L + \pi_Q \cdot T_Q. \quad (2.10)$$

Auch hier kann der Einfluss in Dickenrichtung vernachlässigt werden.  $\pi_L$  und  $\pi_Q$  sind die piezoresistiven Längs- bzw. Querkoeffizienten, deren Werte von der Kristallorientierung sowie Dotierungsart und -konzentration des Widerstandsgebiets abhängen. Dotierstoff, Konzentration und Eindringtiefe der Fremdionen wie auch die Dotierungstechnologie selbst beeinflussen den Betrag der Koeffizienten (s. Kapitel 3). Somit fließen sowohl mechanische Längs- als auch Querspannungen in die Berechnung der Widerstandsänderung ein. Die Dotierungskonzentration des Widerstandsgebiets  $N_R$  wird üblicher Weise so gewählt, dass die Koeffizienten in Längs- bzw. Querrichtung den gleichen Betrag annehmen. Für eine homogene Bor-Dotierungskonzentration von  $N_R \approx 3 \cdot 10^{18} \text{ cm}^{-3}$  ergeben sich die folgenden Werte [15]:

$$\pi_L = 71,8 \cdot 10^{-5} \text{ MPa}^{-1},$$

$$\pi_Q = -65,1 \cdot 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}.$$

Unter Berücksichtigung der beiden richtungsabhängigen Materialkonstanten E-Modul  $E$  und Querkontraktionszahl  $\nu$  kann der den Messeffekt beschreibende  $K$ -Faktor in Längs- bzw. Querrichtung für Silizium-Dehnungssensoren bestimmt werden:<sup>1</sup>

$$K_L = \frac{E}{1 - \nu^2} \cdot \left( \pi_L + \nu_M \cdot \pi_Q + \frac{1 + \nu}{E} \right), \quad (2.11)$$

$$K_Q = \frac{E}{1 - \nu^2} \cdot \left( \nu \cdot \pi_L + \pi_Q - \frac{1 + \nu - 2\nu^2}{E} \right). \quad (2.12)$$

Piezoresistive Siliziumsensoren für die Dehnungsmessung können in zwei Gruppen unterteilt werden, die im Folgenden anhand von Beispielen erläutert werden.

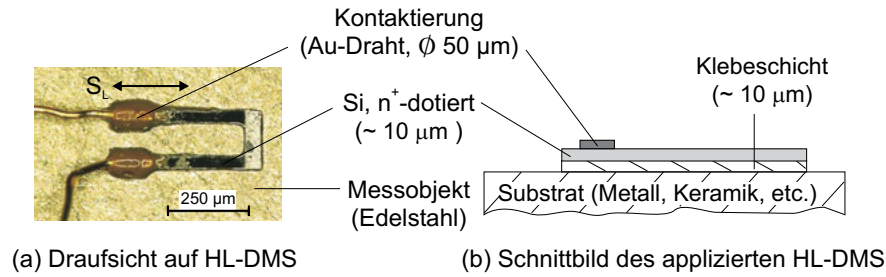
**Homogen dotierte Siliziumsensoren** Die erste Gruppe bilden die kommerziell verfügbaren Halbleiter-DMS (HL-DMS) [9, 39, 62], die wie die zuvor beschriebenen Folien-DMS gehandhabt werden. Ihre Kommerzialisierung erfolgte bereits Ende der 1950er Jahre als diskrete Messwiderstände [10, 63]. Eingesetzt werden diese Sensoren überwiegend zur Realisierung von miniaturisierten Kraft- und Drucksensoren mit niedrigem Nennbereich [14, 20, 64]. Sie besitzen keinen p/n-Übergang. Der Messwiderstand wird vielmehr aus homogen p- bzw. n-dotierten Silizium-Wafern photolithographisch strukturiert (Abb. 2.7(b)). Vergleichbar mit Folien-DMS sind verschiedene Bauformen der Messwiderstände erhältlich (z.B. u-förmig, s. Abb. 2.7(a)). Die Grundwiderstandswerte sind ebenfalls mit Werten von  $120 \Omega$  bis in den  $\text{k}\Omega$ -Bereich realisiert. Die Empfindlichkeit der HL-DMS wird durch den Längseffekt bestimmt:

$$\frac{dR}{R} \approx \pi_L \cdot T_L = \underbrace{\pi_L \cdot E}_{K_L} \cdot S_L. \quad (2.13)$$

---

<sup>1</sup>Die Herleitung der Faktoren unter Berücksichtigung der Richtungsabhängigkeit von  $E$  und  $\nu$  erfolgt in Abschnitt 3.2.



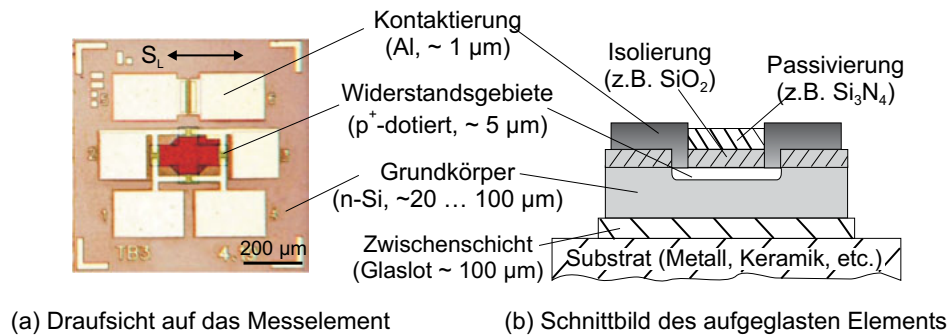


**Abb. 2.7:** Homogen dotiertes Siliziumelement. Zur Realisierung der diskreten Messwiderstände werden homogen n- oder p-dotierte Siliziumwafer abgedünnt und photolithographisch strukturiert. Neben der in (a) gezeigten, u-förmigen Topologie (SS-037-022-500PU, Microninstruments, Simmi Valley, USA) sind auch stabförmige oder mäandrierte Elemente erhältlich. Zur Kontaktierung sind dünne Golddrähte ( $d \approx 50 \mu\text{m}$ ) angeschweißt oder angeklebt. In (b) ist der Querschnitt des Elements skizziert. Die Elemente werden überwiegend zur Realisierung miniaturisierter Sensoren eingesetzt.

Abhängig von der Dotierungskonzentration ergeben sich  $K$ -Faktoren von bis zu 255 [9]. Die Querempfindlichkeit liegt laut Hersteller unter 1 % [9]. Die Sensoren sind ausgelegt für Nenndehnungen von  $\pm 0,01\%$  bis  $\pm 0,1\%$ . Bei reiner Zugbelastung sind maximale Dehnungen bis zu 0,3 % detektierbar. Die minimal detektierbare Dehnung ist neben den Verstärkereigenschaften nur vom Rauschen des Messelements abhängig und liegt im Bereich von  $10^{-7}$  bis  $10^{-6}$  [65, 66]. Die kleinsten verfügbaren Messelemente sind Einzelwiderstände ohne Folienunterlage. Sie haben eine Dicke von etwa  $10 \mu\text{m}$ , eine Messfläche von  $(0,2 \times 0,7) \text{ mm}^2$  [9]. Zur Erleichterung der Applikation sind auch temperaturkompensierte Halbbrückenanordnungen auf Polyimidfolien erhältlich.

**Inhomogen dotierte Siliziumsensoren** Die zweite Gruppe bilden inhomogen dotierte Elemente, wie sie aus dem Bereich der Miniatursensoren für die Größen Druck, Kraft oder Beschleunigung bekannt sind [15]. Der Sensor besteht aus einem p- oder n-dotierten Silizium-Substrat (Messplatte), in welches piezoresistive Gebiete eindotiert sind (Abb. 2.8(b)). Die Position des p/n-Übergangs und damit die Widerstandstiefe ( $h_R$ ) ist abhängig vom gewählten Dotierungsverfahren und liegt bei 1 bis  $4 \mu\text{m}$ . Abhängig von der Topologie der piezoresistiven Gebiete können so dehnungsempfindliche Widerstände oder Transistoren realisiert werden [5, 6].

Inhomogen dotierte Silizium-Messplatten mit dehnungsempfindlichen Widerständen, die den zuvor beschriebenen Längs- und Quereffekt nutzen, sind für den Bereich der Druck- bzw. Drehmomentsensoren bereits kommerziell verfügbar [68, 69]. Die Mess-



**Abb. 2.8:** Aufbau eines inhomogen dotierten Siliziumelements (T-Brücke) der Firma First Sensor Technology, Berlin, Deutschland. Das Messelement (a) wird zur Druckmessung eingesetzt. Hierzu werden zwei Elemente auf einen Stahl-Verformungskörper aufgeglast und die an der Messplatte auftretenden Dehnungen detektiert [67]. Die Widerstandsgebiete sind zu einer geschlossenen Vollbrücke angeordnet. Über eine Diode kann zusätzlich die Temperatur erfasst werden. Die Messwiderstände sind  $p^+$ -dotiert und werden z.B. durch thermische Diffusion oder Ionenimplantation in das  $n$ -dotierte Substrat integriert. (b) zeigt den zugehörigen Schichtaufbau.

platten werden hierbei direkt auf das Messobjekt aufgeglast, ihre Kontaktierung erfolgt durch Drahtbonden. Vier Messwiderstände sind zu einer geschlossenen Vollbrücke angeordnet, um die Oberflächendehnungen zu erfassen. Abbildung 2.8 zeigt eine der verfügbaren Realisierungen. Die quadratisch ausgeführte Messplatte hat eine Kantenlänge von etwa 0,8 mm und eine Dicke von etwa 20  $\mu\text{m}$  [69]. Im Gegensatz zu homogen dotierten HL-DMS treten bei inhomogen dotierten Elementen sowohl der Längs- als auch der Quereffekt am Messwiderstand auf (vgl. Gl. (2.10)). Der vorherrschende mechanische Spannungszustand bestimmt somit die Empfindlichkeit. Für einen uniaxialen Spannungszustand sind  $K$ -Faktoren in Längsrichtung von  $K_L \approx 80$  üblich.

Im Bereich der Forschung wird zudem die Dehnungssensitivität von in Silizium-Technologie realisierten Transistor-Strukturen untersucht. Der zugehörige Messeffekt basiert auf dem oben beschriebenen *Schereffekt* (MOSFET, s. u.a. [63, 70, 71]). Neben der Dehnungsmessung an Messobjekten [63] wird dieses Prinzip zur Untersuchung mechanischer Spannungen, die durch die Aufbau- und Verbindungstechnik (AVT) hervorgerufen werden, eingesetzt [70, 71]. Für die Dehnungsmessung sind ca. 10  $\mu\text{m}$  dicke Silizium-Sensorfolien mit dehnungsempfindlichen Transistoren seit Anfang der 2000er Jahre verfügbar [63]. Die Messplatten werden nasschemisch aus der Halbleiterfolie präpariert und sind auf Polyimid-Folien aufgebracht. Das Mehrschichtsystem ist vergleichbar mit konventionellen Folien-DMS und wird auf das Messelement aufgeklebt. In [63] wird die Eignung des beschriebenen Sensors zur Drehmomentmessung untersucht. Der

Sensor hat Abmessungen von  $14 \times 14 \text{ mm}^2$ , wobei die Dehnungsmessplatte eine Fläche von ca.  $3 \times 4 \text{ mm}^2$  aufweist.

Neben den beiden vorgestellten Halbleitertechnologien werden auch Dehnungsmess-elemente aus Polysilizium beschrieben, die auf Polyimidsubstrat integriert sind (LN-100, BFGoodrich Advanced Micro Machines, Cleveland, USA). Sie werden überwiegend im Aufnehmerbau zur Realisierung von Drucksensoren verwendet ( $S_N \approx 10^{-3}$ ). Abhängig von der Verbindungstechnologie liegt der  $K$ -Faktor im Bereich von 80 bis 110 [72]. Die Abmessung eines Einzelsensors liegt bei etwa  $2 \times 4 \text{ mm}^2$ . Die Parameter Auflösung und maximale Dehnung sind nicht veröffentlicht.

### 2.1.5 Zusammenfassung

Die resistiven Sensoren wurden hinsichtlich ihrer Technologie in vier Gruppen eingeteilt. Es erscheint sinnvoll, diese zusätzlich den beiden eingangs vorgestellten Applikationen, der *Spannungsanalyse* und dem *Aufnehmerbau*, zuzuordnen. Aus dem Überblick geht hervor, dass alle resistiven Prinzipien im Aufnehmerbau eingesetzt werden. Abhängig von den Anforderungen wie Baugröße, Auflösung, Empfindlichkeit oder Wirtschaftlichkeit ergibt sich die Verwendung der jeweiligen Technologie. Dick- und Dünnschicht-DMS sind auf den Aufnehmerbau beschränkt.

Für die allgemeine Spannungsanalyse bzw. strukturintegrierte Erfassung der Dehnung ist die Verwendung von Folien-DMS der Standard [41]. Insbesondere die einfache Installation und Inbetriebnahme sowie die Robustheit des Prinzips begünstigen den Einsatz dieser Messelemente. Vereinzelt werden auch Silizium-DMS zur Spannungsanalyse eingesetzt. Diese sind hoch miniaturisiert und bieten eine weitaus höhere Empfindlichkeit, haben aber den Nachteil einer höheren Temperaturempfindlichkeit, die eine Kompensation unerlässlich macht. Für die Installation ist Expertenwissen, im Fall der inhomogen dotierten Elemente zudem spezielle Gerätschaften zur Kontaktierung (z.B. Drahtbonder) nötig. Die Verwendung der in [19] vorgestellten Flip-Chip-Kontaktierungstechnologie kann diesen Nachteil jedoch aufwiegen.

Ein weiteres Sensorprinzip zur Dehnungsmessung, welches ebenfalls eine Hilfsenergiequelle zum Wandeln der mechanischen Größe benötigt, ist das kapazitive, was im Folgenden vorgestellt wird.

## 2.2 Kapazitive Dehnungsmessung

Im Bereich der Forschung dominieren zwei Technologien die Realisierung kapazitiver Strukturen zur Dehnungsmessung: Dickschichtverfahren [73–75] und Mikro-Elektro-

mechanische Systeme (MEMS) in Siliziumtechnologie [76–78]. Kapazitive Dehnungssensoren sind als (planare) Interdigitalstrukturen, wie sie in den 1960er Jahren überwiegend für Hochtemperaturanwendungen eingesetzt wurden [4, 32], oder als Mehrschichtsystem ausgeführt (Abb. 2.9). Der Elektrodenabstand  $h$ , die wirksame Elektrodenfläche  $A$  oder die Dielektrizitätszahl  $\epsilon_r$  werden durch die Dehnung  $S_L$  variiert:

$$\frac{\Delta C}{C} = \frac{d\epsilon_r}{\epsilon_r} + \frac{dA}{A} - \frac{dh}{h}, \text{ mit } C = \epsilon_0 \cdot \epsilon_r \cdot \frac{A}{h}. \quad (2.14)$$

Für Mehrschichtsysteme ist die Änderung der Dielektrizitätszahl dominant. Dieser Messeffekt wird in [22] als *piezokapazitiver* Effekt beschrieben. Zwischen Dehnung und Kapazitätsänderung besteht der folgende Zusammenhang:

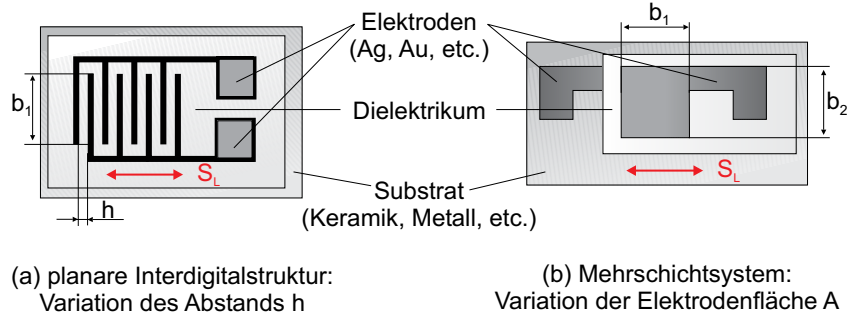
$$\frac{\Delta C}{C} = \frac{d\epsilon_r}{\epsilon_r} - S_L = \underbrace{\left( \frac{d\epsilon_r/\epsilon_r}{S_L} - 1 \right)}_{K\text{-Faktor}} \cdot S_L. \quad (2.15)$$

Als Dielektrika werden auch piezoelektrische Materialien wie Polyvinylidenfluorid (PVDF) oder auch Blei-Zirkonat-Titanat (PZT) eingesetzt. Hierfür wurden  $K$ -Faktoren von bis zu 83 ermittelt [22]. Bei planaren bzw. MEMS-Strukturen dominiert der geometrische Anteil des Messeffekts, also die Änderung von Elektrodenabstand und effektiver Elektrodenfläche. Der Zusammenhang von Kapazitätsänderung und Dehnung kann folgendermaßen beschrieben werden:

$$\frac{\Delta C}{C} | dC/dh = \frac{1}{1 \pm \xi/h} \approx \pm \frac{\xi}{h}, \quad (2.16)$$

$$\frac{\Delta C}{C} | dC/dA = 1 \pm \frac{dA}{A}. \quad (2.17)$$

Hierbei bezeichnet  $\xi$  die Auslenkung der Elektrode. Die Quotienten  $\xi/h$  bzw.  $dA/A$  sind direkt proportional zur wirkenden Dehnung. Der Einfluss der Nachgiebigkeit des Dielektrikums wird vernachlässigt. Die Vorteile kapazitiver Sensoren im Gegensatz zu resistiven Sensoren liegen vor allem im geringen Energieverbrauch und im Falle der MEMS-Sensoren in der geringen Temperaturempfindlichkeit [21, 65]. Im Falle mikrotechnisch hergestellter Siliziumsensoren sind die Fertigungsschritte kompatibel zur CMOS-Technologie. Damit ist eine direkte Integration der Sensorelektronik auf einem Chip möglich und der Einfluss parasitärer Kapazitäten wird minimiert. Ist die Integration der Elektronik nicht möglich, so sind die temperatur- und zeitabhängigen parasitären Kapazitäten nicht zu vernachlässigen und führen insbesondere bei miniaturisierten Sensoren zu einem schlechten Signal-Rausch-Abstand [32]. Im Fall kapazitiver Mehrschichtsysteme auf keramischer Basis kommen als Nachteile eine große Hysterese sowie eine hohe Nichtlinearität hinzu [22, 75].



**Abb. 2.9:** Skizzierte Draufsicht auf zwei Varianten kapazitiver Dickfilm-Dehnungssensoren nach [22, 73]. Die Dehnung führt zu einer Auslenkung der Elektroden um  $\xi$ . Abhängig von der Bauform ergibt sich so eine Änderung des Elektrodenabstands  $h$  (a) oder der effektiven Elektrodenfläche  $A$  (b). Neben der hier visualisierten Dickschichtvariante sind mikromechanisch gefertigte Siliziumsensoren üblich.

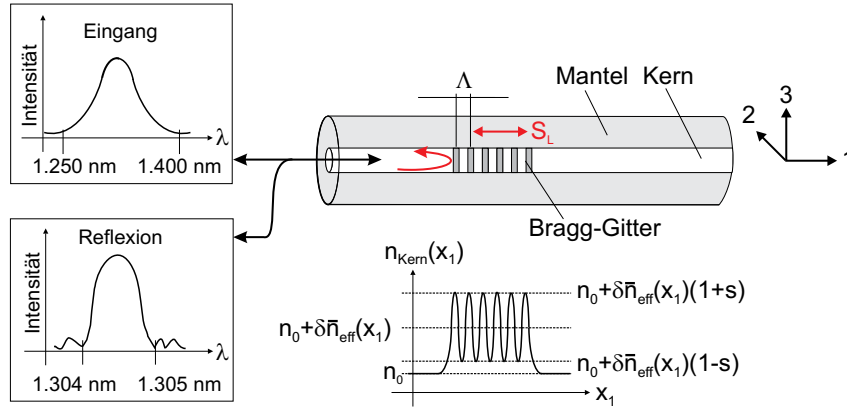
Die Nenndehnung  $S_N$  der kapazitiven Sensoren ist abhängig vom jeweiligen Anwendungsfall bzw. der technischen Realisierung und liegt in der Regel bei  $(1 \dots 3) \cdot 10^{-3}$ , was vergleichbar mit konventionellen DMS ist [4, 21]. Die maximale Dehnung  $S_{\max}$  ist abhängig von der Nachgiebigkeit des Substrats sowie der Baugröße des Sensors, da eine minimale Überlappung bzw. ein maximal möglicher Abstand der Elektroden eingehalten werden muss.

Insgesamt sind kapazitive Sensoren für die strukturintegrierte Dehnungsmessung geeignet, wobei die Messunsicherheit im Vergleich zu resistiven Sensoren erhöht ist. Sie werden vergleichbar mit Folien-DMS auf das Messobjekt aufgeklebt. Für präzise Messungen ist die Verwendung diskreter Messelemente mit integrierter Signalverarbeitung empfehlenswert. Die erreichbare Auflösung  $\Delta C$  liegt im Bereich von Femtofarad [79] und die minimal detektierbare Dehnung nimmt abhängig vom Wert der Grundkapazität einen Wert von  $S_{\min} \approx 10^{-7}$  an.

## 2.3 Faseroptische Dehnungsmessung

Der bekannteste Vertreter der faseroptischen Sensoren zur Dehnungsmessung ist der sogenannte Faser-Bragg-Gitter-Sensor (FBG-Sensor). Hierbei variiert der Brechungsindex  $n$  des Kerns einer Monomodefaser in Abhängigkeit des Ortes  $x_1$ , so dass sich eine Gitterstruktur ergibt (Abb. 2.10). Die Brechungsindexmodulation kann durch

$$n(x_1) = n_0 + \delta n_{\text{effektiv}}(x_1) = n_0 + \delta \bar{n}_{\text{effektiv}} \cdot \left( 1 + s \cdot \cos \left( \frac{2\pi}{\Lambda} x_1 + \phi(x_1) \right) \right) \quad (2.18)$$



**Abb. 2.10:** Aufbau eines Faser-Bragg-Gitter-Sensors (FBG-Sensor) angelehnt an [80]. An den Grenzflächen der Bereiche mit unterschiedlichem Brechungsindex kommt es zu Interferenzen, die sich abhängig von der Gitterperiode konstruktiv bzw. destruktiv überlagern. Aus der konstruktiven Interferenz an der Gitterstruktur ergibt sich das Reflexionsspektrum mit der Mittenwellenlänge  $\lambda_B$  [81]. Die Messgröße ändert sowohl den Gitterabstand als auch den Brechungsindex, was zu einer Verschiebung der BRAGG-Wellenlänge führt.

beschrieben werden [80, 81].  $n_0$  ist hierbei der Brechungsindex im Kern der Faser,  $\delta \bar{n}_{\text{effektiv}}$  der Mittelwert der Indexvariation und  $s$  ein Maß für die Stärke der Indexvariation.  $\Lambda$  kennzeichnet die Gitterperiode. Die Phasenverschiebung  $\phi(x_1)$  wird durch die Messgröße hervorgerufen. Im unbelasteten Fall gilt  $\phi(x_1) = 0$ . Wird Licht in die Faser eingekoppelt, so wird, dem Gesetz von BRAGG folgend, nur ein Teil des Spektrums transmittiert. Der reflektierte Anteil (Reflexionsspektrum) resultiert aus der konstruktiven Interferenz an der Gitterstruktur und hat der BRAGG-Bedingung folgend eine Mittenwellenlänge  $\lambda_B$  (BRAGG-Wellenlänge). Diese Wellenlänge ist abhängig vom Brechungsindex  $n(x_1)$  und der Gitterperiode  $\Lambda$ :

$$\lambda_B = 2 \cdot n \cdot \Lambda. \quad (2.19)$$

Wird durch die mechanische Größe der Gitterabstand  $\Lambda$  bzw. der Brechungsindex  $n$  variiert, so verschiebt sich das Maximum des Reflexionsspektrums von  $\lambda_{B,0}$  im unbelasteten Zustand zu einer anderen Wellenlänge. Aus dieser Verschiebung kann auf die wirkende Dehnung geschlossen werden. Es ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$\frac{\Delta \lambda_B}{\lambda_{B,0}} = \underbrace{(1 - C_0)}_{K\text{-Faktor}} \cdot (S_L + \alpha_{VK} \cdot \Delta \vartheta) + \frac{\delta n/n}{\delta \vartheta} \cdot \Delta \vartheta, \quad (2.20)$$

wobei  $\alpha_{VK}$  der Temperatursdehnungskoeffizient des Verformungskörpers und  $C_0$  der photoelastische Koeffizient ist. Neben der Änderung durch die rein mechanische Deh-

nung  $S_L$  hat die Änderung der Temperatur  $\vartheta$  einen ebenso großen Einfluss auf die Verschiebung der Mittenwellenlänge. Zur Temperaturkompensation muss ein weiterer FBG-Sensor in einem dehnungsfreien Gebiet installiert werden, um die temperaturbedingte Shift bestimmen zu können. Die Temperaturkompensation erfolgt rechnerisch (s. Anhang D). Analog zu resistiven Dehnungssensoren ergibt sich für FBG-Sensoren ein  $K$ -Faktor von  $K_L \approx 0,78$  bei konstanter Messtemperatur [82]. Es können Dehnungen bis zu 1% erfasst werden. Die Dicke der Sensoren liegt im Bereich der Monomodefaser ( $h \approx 0,15$  mm), die Länge wird von der Gitterlänge bestimmt, die mindestens 1 mm (mehrere 1.000 Gitterperioden [80]) Länge aufweisen muss, um ein auswertbares Reflexionsspektrum zu liefern [83–85]. Die Auflösung liegt bei  $10^{-7}$  und wird wie auch die Dynamik nur von der Auswerteeinheit bestimmt. Bei kommerziell verfügbaren Sensoren, wie sie beispielsweise von Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH (HBM) vertrieben werden, beträgt der absolute Messfehler  $2 \cdot 10^{-5}$ .

Neben den drei vorgestellten aktiven Wandlern, bei welchen eine Hilfsenergie nötig ist, um die elektrische oder optische Zwischengröße zu erhalten, werden auch passive Wandler wie der Piezoelektrische zur Dehnungsmessung eingesetzt. Die Beschreibung des Prinzip erfolgt im nächsten Abschnitt.

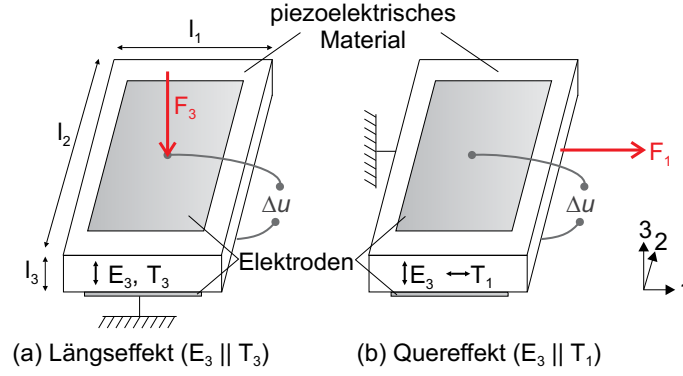
## 2.4 Piezoelektrische Dehnungsmessung

Zur Erfassung dynamischer Messgrößen sind piezoelektrische Sensoren weit verbreitet. Der Messeffekt dieser Sensoren beruht auf einer messgrößeninduzierten Ladungsverschiebung innerhalb des piezoelektrischen Materials, dem *piezoelektrischen Effekt* [86, 87]. Dieser Effekt ist reversibel, d.h. piezoelektrische Materialien können gleichermaßen als Sensor und als Aktor eingesetzt werden. Die Ladungsverschiebung führt zu einer zusätzlichen Polarisierung des Materials und damit zu Ladungsänderungen an der Oberfläche der piezoelektrischen Schicht, welche mittels Elektroden detektiert wird. Abhängig von der Orientierung der mechanischen Last sowie des elektrischen Feldes können *Längs-* und *Quereffekt* unterschieden werden (Abb. 2.11). Für die Erfassung von Oberflächendehnungen in Längsrichtung ( $S_L = S_1$ ) wird der Quereffekt genutzt. Aus der allgemeinen Zustandsgleichung folgt für den Sensorbetrieb:

$$D_i = \underbrace{\epsilon_{ij}^T \cdot E_j}_{\rightarrow 0} + d_{im} \cdot T_m, \quad (2.21)$$

$$D_3 = d_{31} \cdot T_1. \quad (2.22)$$

Durch das Messobjekt wird ein Dehnungs- bzw. Spannungsfeld erzeugt, welches zu einer Änderung der elektrischen Verschiebungsdichte  $D_i$  führt. Hierbei ist  $\epsilon_{ij}^T$  die Dielek-



**Abb. 2.11:** Piezoelektrisches Wirkprinzip. Abhängig von der Orientierung des elektrischen Feldes sowie der mechanischen Last ergeben sich zwei Effekte. Beim *Längseffekt* (a) sind E-Feld und mechanische Spannung parallel ausgerichtet. Beim *Quereffekt* (b) wirken E-Feld und mechanische Spannung senkrecht zueinander. Im Falle von Dehnungssensoren wird der Quereffekt verwendet.

trizitätszahl und  $d_{im}$  die piezoelektrische Ladungskonstante. Über die geometrischen Parameter des Sensors, die Elektrodenfläche  $A = l_1 \cdot l_2$  und Dicke  $l_3$  des Dielektrikums, kann auf die sich ergebende Ladung  $q$  geschlossen werden. Unter Berücksichtigung der elektrischen Parameter ergibt sich die Ausgangsspannung  $\Delta u$  [26, 86, 88]:

$$q = D_3 \cdot A_3, \quad (2.23)$$

$$\Delta u = q \cdot \frac{1}{C_p}, \text{ mit } C_p = \frac{e_{33}^T \cdot l_2 \cdot l_1}{l_3}, \quad (2.24)$$

$$\Delta u = \underbrace{\frac{d_{31} \cdot E_S \cdot l_2}{C_p}}_{K^*\text{-Faktor}} \cdot S_L. \quad (2.25)$$

$C_p$  kennzeichnet hierbei die Kapazität der Anordnung und  $e_{33}^T$  ist die piezoelektrische Kraftkonstante. Für die Dehnung in Längsrichtung kann somit ein Wert für die Empfindlichkeit  $K^*$  definiert werden, welcher neben der piezoelektrischen Konstante  $d_{31}$  von der Kapazität der Anordnung, dem E-Modul  $E_S$  des piezoelektrischen Materials sowie der Elektrodenfläche abhängt. Gleichung (2.25) ist allerdings nur gültig für konstante Dehnungen über der gesamten Sensorlänge  $l_1$ . Zudem werden zwei Aspekte vernachlässigt: Die Empfindlichkeit des Sensors wird durch die elektrische Impedanz der Auswerteschaltung sowie die zusätzlich wirkende Querdehnung  $S_Q$  beeinflusst [86]. Die technisch nutzbaren piezoelektrischen Materialien lassen sich in drei Gruppen unterteilen:

1. Die erste Gruppe sind *Einkristalle* wie beispielsweise Quarz oder Galliumorthophosphat. Sie verfügen über eine natürliche Polarisierung. Die sich im Lastfall



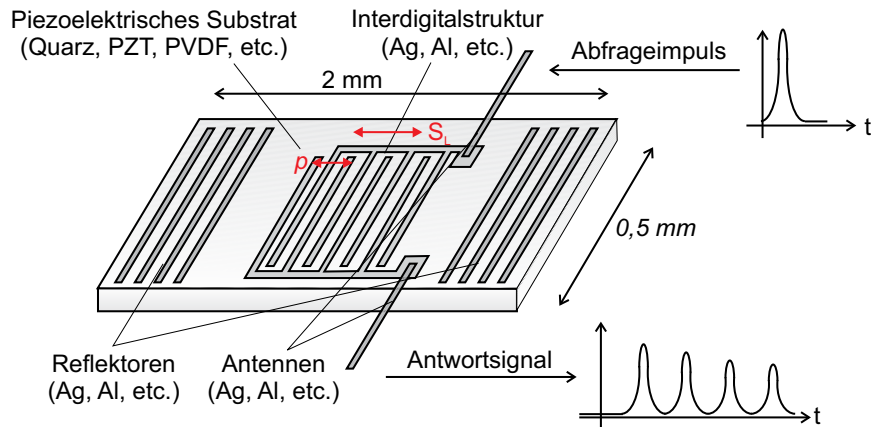
ergebende Polarisationsänderung ist direkt proportional zur mechanischen Spannung. Das Übertragungsverhalten ist hoch linear und es tritt keine Hysterese auf. Die piezoelektrischen Koeffizienten sind langzeitstabil. Nachteilig ist der geringe Kopplungsfaktor  $k$  von etwa 0,1, welcher den Quotienten aus der umgewandelten und der aufgenommenen Energie beschreibt [26, 88].

2. Die zweite Gruppe bilden so genannte *polykristalline Piezokeramiken*, wie Bariumtitanat ( $BaTiO_3$ ) oder Blei-Zirkonat-Titanat (PZT,  $Pb(ZiTi)O_3$ ), die im Sinterprozess hergestellt werden. Die Polarisation wird im Herstellungsprozess künstlich erzeugt. Vorteilhaft bei diesem Material ist der bis zu 7-mal größere Kopplungsfaktor als bei Quarz. Nachteilig ist jedoch das nichtlineare und hysteresebehaftete Übertragungsverhalten sowie die geringe Langzeitstabilität. Das Material neigt zur Depolarisation.
3. Die dritte Gruppe bilden *teilkristalline Kunststofffolien* aus Polyvinylidenfluorid (PVDF). Der Kopplungsfaktor liegt mit 0,1 bis 0,2 im Bereich der Quarze. Vorteilhaft ist die geringe Bauhöhe (Foliendicken von wenigen  $\mu m$ ), die hohe Elastizität und die somit deutlich geringeren Rückwirkungen des Dehnungssensors auf das Messobjekt.

Vergleichbar mit Folien-DMS werden piezoelektrische Dehnungssensoren auf das Messobjekt aufgeklebt. Abhängig von Baugröße und piezoelektrischem Material ergeben sich Empfindlichkeiten von  $K^* \leq 100 V/10^{-6}$ , also etwa Faktor  $10^6$  empfindlicher als Folien-DMS. Durch die hohen Empfindlichkeiten sind Auflösungen von  $10^{-10}$  erreichbar [87]. Allerdings können nur quasistatische Vorgänge mit einer minimalen Frequenz von etwa 0,5 Hz erfasst werden. Die maximalen Dehnungen piezoelektrischer Flächenwandlervarianten der Firma PI Ceramic GmbH (Funktionsmaterial PZT) liegen bei 0,1 % [89].

## 2.5 Weitere Sensorvarianten zur Dehnungsmessung

Neben den zuvor genannten etablierten Sensorprinzipien zur Dehnungsmessung für beide Anwendungsfälle sind im folgenden Abschnitt drei 'Exoten' aufgeführt, deren Einsatz als Dehnungssensor zur Spannungsanalyse ausschließlich im Bereich der Forschung untersucht wird. Die ersten beiden Prinzipien werden in der Drehmoment- bzw. Druckmessung in Aufnehmern angewandt. Das letztgenannte Verfahren ist insbesondere für die Anwendung im Bereich der Adaptronik relevant.



**Abb. 2.12:** Funktionsweise eines Oberflächenwellensensors (Eintor-Resonator). Die Abmessungen der Grundfläche entsprechen einem Sensormodell der Firma Transsense GmbH (Deutschland) zur Drehmomentmessung [69].  $p$  kennzeichnet den Abstand  $p$  (engl. *pitch*) der Interdigitalstruktur. Durch die Messgröße  $S_L$  wird  $p$  variiert. Damit verschiebt sich die Resonanzfrequenz des Systems (vgl. Gl. (2.27)).

### 2.5.1 Resonante Dehnungssensoren

Zur Erfassung von Oberflächendehnungen überwiegend im Bereich der Drehmoment- und Druckmessung ist das so genannte Resonanzprinzip verbreitet [90–92]. Ein piezoelektrisches Substrat wird als elektromechanischer Wandler genutzt. Üblicherweise werden Quarz oder Keramik (z.B. PZT), seltener Polymerwerkstoffe wie PVDF eingesetzt [93]. Über Elektroden, die als interdigitale Struktur ausgeführt und an der Oberseite angebracht sind, wird ein elektrisches Wechsignale eingekoppelt (Abb. 2.12). Bedingt durch den piezoelektrischen Effekt (s. Abschnitt 2.4) breitet sich im Material eine mechanische Welle mit der Resonanzfrequenz  $f_0$  aus. Diese Oberflächenwelle (engl. *surface acoustic wave* - SAW) wird an den Reflektorstrukturen reflektiert. Das sich so ergebende Antwortsignal kann durch die Interdigitalstruktur wieder ausgelesen werden. Wird das System durch die zu messende Größe verformt, so wird neben der Laufzeit und der Phase der Antwortimpulse auch die Resonanzfrequenz des Systems verändert [90, 91].

Die Resonanzfrequenz ist abhängig von der Ausbreitungsgeschwindigkeit  $v$  der Oberflächenwelle sowie dem Abstand  $p$  der Finger der Interdigitalstruktur. Durch die Dehnung in Längsrichtung wird der Abstand variiert und die Resonanzfrequenz verschiebt sich. Die relative Änderung der Resonanzfrequenz ist direkt proportional zur Dehnung

in Längsrichtung und kann durch folgenden Zusammenhang beschrieben werden [91]:

$$f_0 = \frac{v}{\lambda_0} = \frac{v}{p} \quad (2.26)$$

$$\frac{\Delta f_0}{f_0} = -K_L \cdot S_L. \quad (2.27)$$

Konstruktiv folgt hieraus, dass der Abstand  $p$  der Wellenlänge  $\lambda_0$  entsprechen muss. Der  $K$ -Faktor in Längsrichtung  $K_L$  ist materialabhängig und liegt im Bereich von 1 [90] bis hin zu 20 [94]. Die mechanischen Resonanzfrequenzen liegen im MHz-Bereich und variieren in einem Band von 10 bis 20 MHz [69].

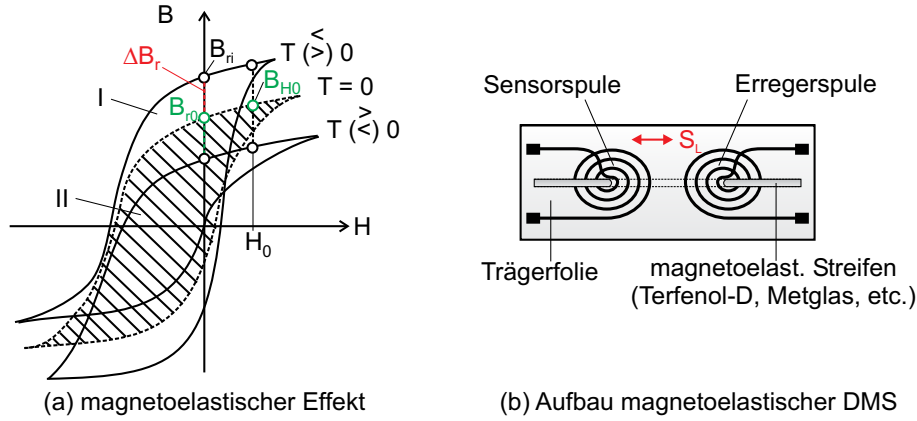
SAW-Sensoren werden auf das jeweilige Messobjekt aufgeklebt und können sowohl statisch als auch dynamisch den Messwert erfassen. Der Vorteil liegt in der drahtlosen Auswertung der Sensorsignale, was die Messung an schwer zugänglichen Stellen wie beispielsweise im Innenraum eines Autoreifens ermöglicht [27, 95]. Der Nenndehnungsbereich wie auch die maximale Dehnung sind vergleichbar mit Folien-DMS, ihre Auflösung liegt bei  $10^{-7}$  [92, 96]. Ein Nachteil dieses Prinzips ist die starke Temperaturempfindlichkeit der Resonanzfrequenz des verwendeten piezoelektrischen Materials. Sie liegt beispielsweise für PVDF bei ca. 11,5 Hz pro 1 K, ermittelt in einem Temperaturbereich zwischen 20 und 30 °C [93], und ihr Einfluss muss auch bei Quarz-basierten Sensoren kompensiert werden.

### 2.5.2 Magnetoelastische Dehnungssensoren

Neben den zuvor beschriebenen SAW-Sensoren werden zur Drehmoment- bzw. Druckmessung vereinzelt auch magnetoelastische Sensoren eingesetzt [26, 97, 98]. Vergleichbar mit piezoelektrischen Sensoren ruft ein mechanisches Spannungsfeld  $T$  in einem weichmagnetischen Material (z.B. Eisen-Nickel-Legierungen) eine Änderung der magnetischen Permeabilität  $\mu$  hervor (Abb. 2.13) und es kann eine Spannungsempfindlichkeit  $K_T$  definiert werden:

$$\Delta T = K_T \cdot \frac{\Delta \mu(T)}{\mu_0}, \text{ mit } K_T = \mu_0 \cdot \mu_r \cdot \frac{3 \cdot \lambda_S}{J_S^2}. \quad (2.28)$$

Diese ist abhängig von der Magnetostraktion  $\lambda_S$  (Wertebereich  $1 \dots 70 \cdot 10^{-6}$ ) sowie der Sättigungsmagnetisierung  $J_S$  (Wertebereich:  $0,4 \dots 2$ ) [98]. Wird der E-Modul  $E$  des Materials berücksichtigt, so kann auf die Dehnung geschlossen werden. Zwei Effekte können ausgewertet werden. Zum einen die Änderung der Remanenzflussdichte  $B_R$ . Dieser Effekt wird auch *magnetostriktiver Effekt* genannt und ist vergleichbar mit dem piezoelektrischen Effekt. Er wird überwiegend in der Drehmomentmessung zur Überwachung dynamischer Vorgänge verwendet.



**Abb. 2.13:** Prinzip und Aufbau magnetoelastische Dehnungsmessstreifen. Die Visualisierung des magnetoelastischen Effekts erfolgt in (a) nach [97]. Die Dehnung  $S_L$  und damit die mechanische Spannung  $T$  führt zu einer Veränderung der Remanenzflussdichte  $B_r$  bzw. zur Veränderung der Hysteresekurve selbst (Wechsel vom Bereich I zu schraffiertem Bereich II). Zur Nutzung des Effekts kann die in (b) skizzierte Aufbauvariante verwendet werden (magnetoelastischer DMS, [99]). Die Dehnung ruft eine Änderung der Suszeptibilität und damit der Permeabilität hervor, was über die Sensorspule detektiert wird.

Zum Anderen kann die Änderung der Hysteresekurve detektiert werden, indem die Induktivität der Anordnung erfasst wird (*magnetoelastischer Effekt*). Letztgenannter Effekt wird im Bereich der Drehmoment- und Kraftmessung eingesetzt. Beide Effekte können zur Dehnungsmessung verwendet werden, indem weichmagnetische Sensorschichten auf das Messobjekt u.a. durch Vakuumbeschichtungsverfahren aufgebracht werden. Abbildung 2.13(b) zeigt eine mögliche Realisierungsvariante. Erreger- und Sensorspule sind elektromagnetisch über das magnetoelastische Material gekoppelt. Die Sensorspule ist von einem magnetischen Fluss durchsetzt, der von der vorherrschenden Permeabilität  $\mu_r$  abhängig ist. Die Messgröße Dehnung ruft eine Änderung der Suszeptibilität und damit der Permeabilität hervor, was über die Sensorspule detektiert wird. Das Auslesen erfolgt über eine Wechselstrombrücke oder im Trägerfrequenzverfahren. Als Messobjektmaterialien werden neben Glas oder Silizium [100–102] auch Metalllegierungen verwendet [99]. Analog zum konventionellen DMS kann der Zusammenhang zwischen wirkender Dehnung und Spannungsänderung in der Ausleseinheit wie folgt beschrieben werden:

$$\frac{\Delta u}{U} = K_L \cdot S_L. \quad (2.29)$$

Die Nenndehnung ist vergleichbar mit Folien-DMS und liegt im Bereich von  $2 \cdot 10^{-3}$  [101]. Über die maximale Dehnung und die Auflösung werden in den vorliegenden Ver-

öffentlichungen keine Angaben gemacht. Die Empfindlichkeit ist materialabhängig. Das in [102] verwendete Funktionsmaterial ist die Legierung *NiFe45/55*. Nach Gl. (2.29) ergibt sich ein Wert für  $K_L$  von 1.500, welcher messtechnisch bestätigt wurde. Die Auflösung magnetoelastischer Dehnungssensoren liegt bei  $10^{-8}$  [88]. Aufgrund der aufwändigen Montage ( $\mu\text{m}$ -genaues Ausrichten des magnetoelastischen Materials erfolgt manuell) sind diese Messelemente sehr kostenintensiv und spielen aus wirtschaftlicher Sicht eine untergeordnete Rolle [98].

Neben den beiden diskreten Sensorvarianten, die auf das Messobjekt aufzukleben sind, wird im Folgenden eine für die Integration in Faserverbundwerkstoffe geeignete Variante vorgestellt.

### 2.5.3 Textile Dehnungssensoren

Seit Ende der 1960er Jahre sind die elektrischen bzw. elektromechanischen Eigenschaften von Kohlenstofffasern bekannt [28, 61, 103–105]. Im Zugversuch wurden die elektromechanischen Eigenschaften von Einzelfasern untersucht und eine lineare Zunahme des elektrischen Widerstandes in Abhängigkeit der wirkenden Längsdehnung ermittelt. Sie zählen somit ebenfalls zu den resistiven Sensoren, wie sie im Abschnitt 2.1 beschrieben werden. Seit den 1990er Jahren wird der Einsatz von Kohlenstofffasern als strukturintegrierte Sensoren in Faserverbundwerkstoffen untersucht. Die filamentartige Struktur ermöglicht das direkte Einweben der Fasern in das Gewebe und somit eine großflächige und strukturintegrierte Überwachung von Bauteilen. Ihre Kontaktierung erfolgt durch Umwickeln von Cu-Kontaktstiften oder durch leitfähiges Kleben. Die Faserdurchmesser liegen im Mikrometerbereich (z.B. Meterware der Firma Toho Tenax Europe GmbH, Wuppertal, Deutschland,  $d < 10\ \mu\text{m}$ ). Der Grundwiderstand der ungedehnten Faser liegt abhängig vom Kohlenstoffgehalt bei 100 bis  $700\ \text{k}\Omega\cdot\text{m}^{-1}$  [104]. Im Fall des Kohlenstofffilamentgarns ist der  $K$ -Faktor mit 1,3 geringer als bei konventionellen DMS [28], bei Kohlenstoffelastomerkompositen können Werte bis 31 erreicht werden [60, 61]. Dies gilt für Dehnungen  $\leq 15\%$ . Für größere Dehnungen werden sogar  $K$ -Faktoren bis 80 gemessen. Die Nenndehnung ist vergleichbar mit Folien-DMS, die maximale Dehnbarkeit für die Kompositvariante liegt im zweistelligen Prozentbereich. Dehnungsbeträge bis 15 % werden in [60] untersucht. In [28] wird als maximale Dehnung 0,2 % angegeben. Über die Auflösung der Sensoren werden in den vorliegenden Veröffentlichungen keine Angaben gemacht. Aufgrund des farbigen Rauschens ( $1/f$ -Rauschen [104]) ist die Auflösung schlechter als bei konventionellen DMS. Nachteilig ist zudem die hohe Temperaturempfindlichkeit der Fasern, die eine zusätzliche Erfassung der Temperatur am Messort unerlässlich macht.

## 2.6 Vergleich und Ableitung der Zielstellung

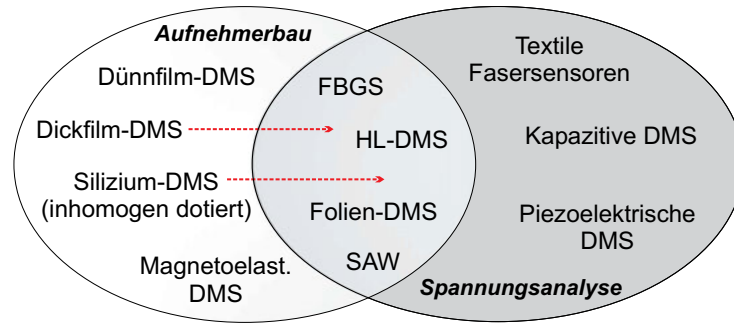
Wie eingangs beschrieben lassen sich die vorgestellten Sensorprinzipien zur Realisierung diskreter Dehnungsmesselemente in drei Anwendungsbereiche einteilen (Abb. 2.14). Die *erste Gruppe* bilden diskrete Elemente, die sowohl für die Spannungsanalyse als auch für den Aufnehmerbau verwendet werden. Hierzu zählen konventionelle und Halbleiter-DMS, vereinzelt FBG-Sensoren [106]. FBG-Sensoren stellen zusammen mit Folien-DMS die Standardverfahren zur integrierten Strukturüberwachung dar und werden sowohl an der Oberfläche integriert als auch in Verbundwerkstoffe einlaminieren (Tab. 2.1). Im Bereich der Drehmomentmessung werden auch SAW-Sensoren sowie magnetoelastische DMS eingesetzt. Letztere haben sich jedoch im industriellen Gebrauch aus Kostengründen nicht durchsetzen können.

Die diskreten Sensorelemente werden üblicherweise auf die Messobjekte geklebt und machen eine manuelle Montage erforderlich (vgl. Tab. 2.1). Der Vorteil der inhomogen dotierten Si-DMS liegt darin, dass die Montage automatisierbar ist und die aus der Leiterplattentechnik bekannten Bestückungsverfahren eingesetzt werden können.

Zur *zweiten Gruppe* gehören Dick- und Dünnschicht-DMS, die nur im Aufnehmerbau eingesetzt werden. Die dehnungssensitiven Schichten werden hierbei direkt auf den Verformungskörper aufgebracht, um indirekt aus der Dehnung auf die Messgröße schließen zu können. Dickfilmsensoren nehmen streng genommen eine Sonderstellung ein, da im Bereich der Forschung bereits neuartige Druckfluide und Druckverfahren untersucht werden, um Bauteile beliebigen Materials mit gedruckten DMS funktionalisieren zu können. Zukünftig kann dieses Prinzip auch der ersten Gruppe zugeordnet werden. Neben Dick- und Dünnschicht-DMS können auch inhomogen dotierte Si-DMS zu dieser Gruppe gezählt werden. Aufgrund ihrer aufwändigen Installation und Kontaktierung werden diese Elemente ausschließlich im Bereich der Druck- und Drehmomentmessung angewendet (vgl. Tab. 2.1).

In der *dritten Gruppe* sind kapazitive und piezoelektrische DMS sowie textile Fasersensoren zusammengefasst, die ausschließlich zur strukturintegrierten Dehnungsmessung bzw. Spannungsanalyse verwendet werden. Insbesondere faserbasierte Sensoren eignen sich für die kostengünstige Strukturintegration, da diese als Meterware verfügbar und bereits im Fertigungsprozess in Faserverbundwerkstoffe integrierbar sind. Die kapazitiven und die piezoelektrischen Dehnungssensoren sind überwiegend als diskrete Elemente verfügbar, die ebenfalls manuell zu montieren sind.

Die in dieser Arbeit adressierten Applikationen sind *miniaturisierte Kraftsensoren für die minimal-invasive Chirurgie* sowie die *Strukturüberwachung schwingfähiger Systeme* (s. Kapitel 1). Die hieraus resultierenden Hauptanforderungen können folgender-



**Abb. 2.14:** Einordnung der Sensorprinzipien zur Realisierung diskreter Dehnungssensoren hinsichtlich ihres Anwendungsbereiches. Dickschicht-DMS und inhomogen dotierte Si-DMS haben das Potential auch für die allgemeine Spannungsanalyse eingesetzt zu werden (gestrichelte Pfeile), was im Rahmen der vorliegenden Arbeit untersucht wird.

maßen zusammengefasst werden:

1. hoher Miniaturisierungsgrad: Kantenlängen  $\leq 1\text{ mm}$ , Schichtdicke  $h \leq 100\text{ }\mu\text{m}$
2. hohe Empfindlichkeit:  $K \gg 2$ ,
3. hohe Auflösung:  $S_{\min} \leq 10^{-6}$ ,
4. einfache Integration,
5. Funktionalisierung von Messobjekten (Substraten) beliebigen Materials und
6. geringe Rückwirkungen auf das Messobjekt.

Um zu bewerten, welches Prinzip für beide Messaufgaben gleichermaßen anwendbar ist, werden die Sensorprinzipien hinsichtlich der zu Beginn genannten Leistungsparameter (Tab. 2.2) sowie der gegenwärtigen Integration (Tab. 2.1) eingeordnet.

Generell sind alle Prinzipien der *ersten Gruppe* für beide Applikationen geeignet (Tab. 2.1). Der höchste Miniaturisierungsgrad ist jedoch mit inhomogen dotierten Si-DMS erreichbar (Tab. 2.2). Die Abmessungen der implantierten Widerstandsgebiete liegen im  $\mu\text{m}$ -Bereich, was die Integration von Widerstandsvollbrücken auf kleinstem Raum ermöglicht. Die Kantenlängen verfügbarer Elemente mit einer Widerstandsvollbrücke liegen mit etwa 1 mm in der geforderten Größenordnung. Durch die hohe Empfindlichkeit ist eine hohe Signalqualität erreichbar. Nachteilig sind die derzeit verwendete Aufbau- und Verbindungstechnik sowie die Rückwirkungen des per se steifen Siliziumelements auf das Biegeverhalten des Messobjekts. Wie in Abschnitt 2.1.4 beschrieben können Silizium-Messelemente auf wenige  $\mu\text{m}$  Dicke [19] abgedünnt und somit die Rückwirkung auf das Messobjekt reduziert werden.

Zur kostengünstigsten Sensortechnologie mit sehr geringen Rückwirkungen auf das

Messobjekt zählen gedruckte Sensoren. Die manuelle Montage entfällt, da die dehnungssensitiven Schichten direkt auf die Substratoberfläche gedruckt werden. Die Empfindlichkeit ist jedoch geringer als bei Si-DMS. Abhängig vom verwendeten funktionalen Druckfluid sind aktuell  $K$ -Faktoren  $\leq 18$  realisierbar (vgl. PEDOT:PSS, Tab. 2.2). Die Abmessungen eines Einzelwiderstands liegen bei wenigen Millimetern [59]. Die minimal detektierbare Dehnung wurde bisher nicht untersucht.

Im Rahmen der Arbeit werden für die vorgestellten Anwendungsfälle zwei Sensortechnologien aus der zweiten Gruppe ausgewählt und hinsichtlich ihrer Übertragungseigenschaften analysiert und verglichen. Angesichts ihrer Wirtschaftlichkeit und hervorragenden Strukturintegrierbarkeit werden gedruckte resistive Dehnungssensoren analysiert (s. Kapitel 6). Insbesondere die Abhängigkeit der Sensoreigenschaften vom Herstellungs- und Integrationsprozess stehen im Vordergrund der Untersuchungen. Des Weiteren werden inhomogen dotierte Silizium-DMS untersucht (vgl. Tab. 2.2). Ihre Vorteile liegen in:

- dem hohen Miniaturisierungsgrad und damit einhergehend
- den geringen Fertigungskosten durch die Batch-Fertigung,
- der hohen Empfindlichkeit und dem damit guten Signal-Rausch-Abstand, und letztlich
- dem geringen Energieverbrauch durch die gezielte Reduzierung der Leistungsaufnahme (z.B. getaktete Versorgung [107]).

Im Hinblick auf die Strukturintegration werden beim Entwurf neben den Übertragungseigenschaften der beiden Sensortechnologien insbesondere die Einflüsse der Aufbau- und Verbindungstechnik berücksichtigt. Um den Nachteil der kostenintensiven Integration durch die Kontaktierung der Si-DMS auszugleichen, wird der Einsatz der in [19, 63] vorgestellten Flip-Chip-Verfahren untersucht. Der Entwurf der Si-DMS folgt im nächsten Kapitel.



**Tabelle 2.1:** Vergleich ausgewählter Sensorprinzipien zur Dehnungsmessung hinsichtlich ihrer Integration. Als Vergleichsparameter dient die eingesetzte Aufbau- und Verbindungstechnik. Die Art der Montage gibt einen Anhaltspunkt über die Wirtschaftlichkeit.

Sensorprinzip	Applizierung	Kontaktierung	Anwendung	Bemerkung
Folien-DMS (resistiv)	Kleben, Einlaminieren	Löten, Schweißen	Aufnehmerbau, Spannungsanalyse	manuelle Montage
Dickfilm (piezoresistiv)	Siebdruck <sup>a</sup>	Löten	Aufnehmerbau	zukünftig Spannungsanalyse <sup>b</sup>
Dünnschicht (resistiv)	CVD, PVD <sup>c</sup>	Löten	Aufnehmerbau	
HL-DMS (piezoresistiv)	Kleben	Löten	Aufnehmerbau, Spannungsanalyse	manuelle Montage
Si-DMS (piezoresistiv)	Auflösen <sup>d</sup>	Drahtbonden	Aufnehmerbau	manuelle Montage (automatisierbar)
Kapazitiv	Drucken, Kleben	Löten, Kleben	Spannungsanalyse	manuelle Montage
FBGS	Kleben, Einlaminieren	-	Spannungsanalyse <sup>e</sup>	manuelle Montage
Piezoelektrisch	Kleben, Einlaminieren	Löten	Spannungsanalyse	manuelle Montage
SAW (Resonanzprinzip)	Kleben	Löten	Aufnehmerbau, Spannungsanalyse	manuelle Montage
Magnetoelastisch	Kleben	Löten	Aufnehmerbau, Spannungsanalyse	manuelle Montage
Textile Fasersensoren	Wirken, Kleben	Kleben	Spannungsanalyse	Strukturintegration

<sup>a</sup>Prozesstemperatur  $\vartheta$  bis 1.700 °C, daher Beschränkung auf keramische und metallische Substrate

<sup>b</sup>Die Verwendung nanoskaliger Druckfluide ermöglicht die Funktionalisierung von Bauteiloberflächen beliebigen Materials

<sup>c</sup>E/IBID-Verfahren im Bereich der Forschung [43]

<sup>d</sup>Prozesstemperatur  $\vartheta$  bis 500 °C, daher Beschränkung auf keramische und metallische Substrate

<sup>e</sup>Im Bereich der Forschung wird der Einsatz von FBG-Sensoren im Aufnehmerbau untersucht [106]

**Tabelle 2.2:** Gegenüberstellung der Eigenschaften typischer Vertreter der untersuchten Sensorprinzipien

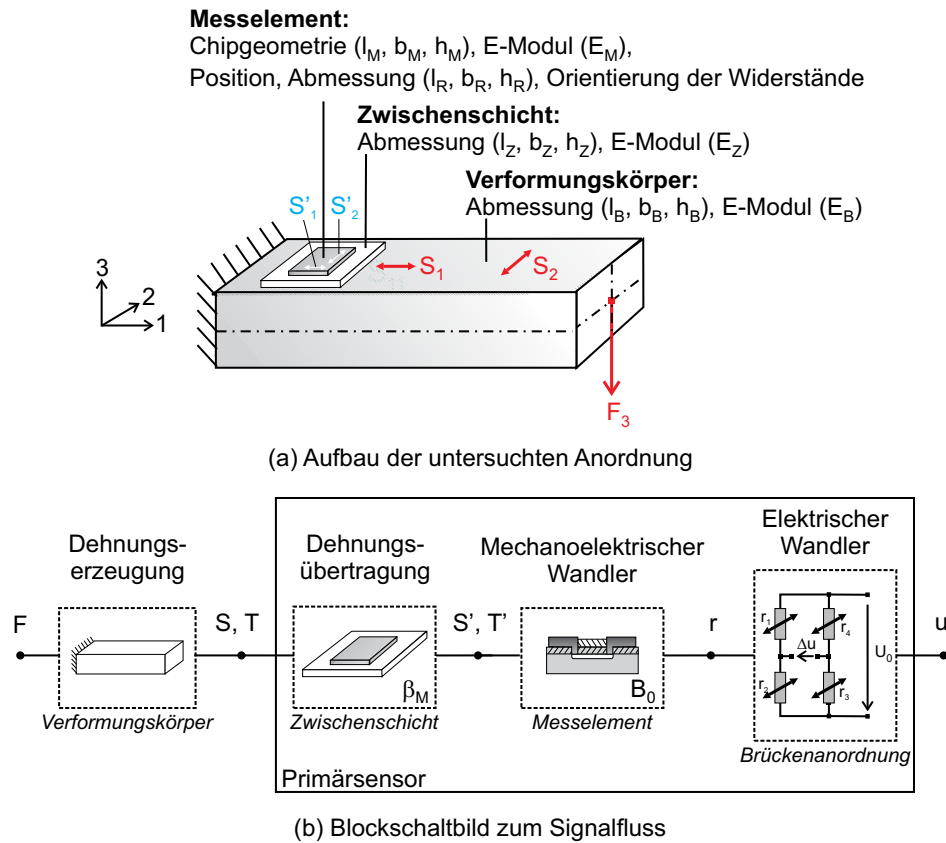
Sensorprinzip	Funktionsmaterial	$K$ -Faktor	$S_{\min}$	$S_N$	$S_{\max}$	Dicke $h_M$	Quelle
Folien-DMS	Konstantan	2,0	$\pm 10^{-7}$	$\pm 0,1\%$	$\pm 2\%$	80 ... 100 $\mu\text{m}$	[1, 2, 4]
Dickfilm-DMS	$\text{Bi}_2\text{Ru}_2\text{O}_7$	12,1 ... 18,3	$\pm 10^{-6a}$	$\pm 0,1\%$	$\pm 0,2\%$	$\leq 50\text{ }\mu\text{m}$	[22, 33]
	PEDOT:PSS	0,48 ... 17,8	-	$\geq 10\%^b$	-	1 ... 10 $\mu\text{m}$	[36, 59]
Dünnschicht-DMS <sup>c</sup>	$\text{TiO}_N$	4 ... 5	$\pm 10^{-7}$	$\pm 0,1\%$	$\pm 2\%$	$\leq 1\text{ }\mu\text{m}$	[22, 26, 46]
	Poly-Si	20 ... 30	$\pm 10^{-7}$	$\pm 0,1\%$	$\pm 2\%$	$\leq 1\text{ }\mu\text{m}$	[22, 26]
Si-Technologie	homogen	100 ... 255	$\pm 10^{-6}$	$\pm 0,2\%$	$\pm 0,3\%$	10 ... 15 $\mu\text{m}$	[9]
	inhomogen	80 ... 255	$\pm 10^{-7}$	$\pm 0,05\%$	$\pm 0,1\%^d$	17 ... 100 $\mu\text{m}$	[15, 67]
Kapazitiv	PVDF <sup>e</sup>	$\leq 83$	-	$\pm 0,3\%$	$\pm 1\%$	ca. 150 $\mu\text{m}$	[75]
	interdigital	1 ... 5	$\pm 10^{-7}$	$\pm 0,1\%$	$\pm 5\%$	$\leq 500\text{ }\mu\text{m}$	[22, 73, 77]
FBGS	-	0,78	$\pm 10^{-7}$	$\pm 0,2\%$	$\pm 1\%$	150 ... 250 $\mu\text{m}$	[81, 82]
Piezoelektrisch	PZT <sup>f</sup>	$\leq 2 \cdot 10^6$	$\pm 10^{-10}$	-	$\pm 0,1\%$	200 $\mu\text{m}$	[89, 108]
SAW	Quarz	1,28 ... 20	$\pm 10^{-7}$	$\pm 1\%$	$\pm 2\%$	ca. 600 $\mu\text{m}$	[26, 90, 92, 94, 96]
Magnetoelastisch	NiFe45/55	ca. 1.500	$\pm 10^{-8}$	$\pm 0,2\%$	-	ca. $\leq 80\text{ }\mu\text{m}$	[88, 101, 102]
Fasersensoren	Kohlenstoff	1,3 ... 31	-	-	0,2 ... 15%	12 $\mu\text{m}$	[28, 60]

<sup>a</sup>In [33] wird das Stromrauschen mit ca. -3dB quantifiziert.<sup>b</sup>Dieser Wert ist abhängig von den Eigenschaften des Substrats. In [109] werden Polymerfasern eingesetzt, welche bis 10% gedehnt werden.<sup>c</sup>Die maximale Dehnung lehnt sich an konventionelle DMS bzw. die Dehngrenze des jeweiligen Verformungskörpers an.<sup>d</sup>Nach [7] liegt die Bruchdehnung von Silizium bei  $\pm 0,2\%$ .<sup>e</sup> $d\epsilon/\epsilon$ , Werte für die Sandwich-Struktur<sup>f</sup>Flächenwandlernmodule von PI

# 3 Entwurf piezoresistiver Silizium-Dehnungsmesselemente

Der Entwurf piezoresistiver Silizium-Dehnungsmesselemente (Si-DMS) kann nur bedingt losgelöst von der Applikationsbedingung erfolgen. Die Aufbau- und Verbindungstechnik (AVT) und insbesondere die mechanischen Eigenschaften der Zwischenschicht wirken sich neben der Sensortechnologie und dem Chipdesign auf die Übertragungseigenschaften aus. Um die Integration des Sensors und das Chipdesign getrennt untersuchen zu können, ist es sinnvoll, ein gemeinsames, einfach beschreibbares mechanisches Vergleichsmodell zu wählen (s. Abschnitt 3.3.1). Hier wird eine einseitig eingespannte Biegebalkenanordnung (BERNOULLI-Balken) gewählt. Diese bietet den Vorteil, dass die Biegebelastung, die einen bei Kraft- bzw. Drucksensoren üblichen Lastfall darstellt, untersucht werden kann. Abbildung 3.1(a) zeigt den schematischen Aufbau der Anordnung. Der mit der Kraft  $F_3$  beaufschlagte Biegebalken dient der Erzeugung der Messgröße  $S_1$ . Über die Querkontraktionszahl  $\nu$  wird zusätzlich eine Dehnung  $S_2$  in Querrichtung hervorgerufen. Die Zwischenschicht überträgt die Dehnung in das Messelement. Abhängig von ihren mechanischen Eigenschaften wie Geometrie ( $l_Z, b_Z, h_Z$ ) und Schubmodul ( $G_Z$ ) wird die Messgröße beeinflusst. Ziel ist es, die Dehnung vollständig in das Messelement zu übertragen. Das Messelement selbst besteht aus einem mechanischen Teilsystem, dem Silizium-Chip, sowie den integrierten piezoresistiven Gebieten, die den elektromechanischen Wandler bilden. Über die Eigenschaften des Chips ( $l_M, b_M, h_M, E_M$ ) wird gemeinsam mit der Zwischenschicht die Dehnungsübertragung beeinflusst. Ziel ist ebenfalls die vollständige Übertragung der Messgröße. Die Orientierung bezüglich des Kristallgitters sowie Lage und Abmessung ( $l_R, b_R, h_R$ ) der dotierten Gebiete wirken sich auf die elektromechanischen Übertragungseigenschaften aus. Zusätzlich beeinflussen Art und Konzentration der Dotierung die Sensorempfindlichkeit.

Im folgenden Kapitel werden ausgehend von der Beschreibung des realen Sensorübertragungsverhaltens quantifizierbare Entwurfsparameter abgeleitet. Die Eigenschaften der jeweiligen Teilsysteme werden variiert und deren Einfluss auf das Sensorübertragungsverhalten untersucht, um abschließend die Varianten bewerten zu können.



**Abb. 3.1:** Randbedingungen zum Entwurf piezoresistiver Dehnungssensoren. (a) zeigt den Aufbau der untersuchten Anordnung. Zur Erzeugung eines uniaxialen Spannungszustandes wird eine Kragträgeranordnung gewählt. Neben der Dehnung in  $x_1$ -Richtung wird über die Querkontraktion auch eine Dehnung  $S_2$  in  $x_2$ -Richtung hervorgerufen. Das Blockschaltbild in (b) gibt einen Überblick über die Verknüpfung der Teilsysteme.  $\beta_M$  beschreibt die Dehnungsübertragungsrate vom Messobjekt in das Messelement und  $B_0$  ist der Übertragungsfaktor des elektromechanischen Teilsystems.

### 3.1 Entwurfsziele

Zur Beschreibung des quasistatischen Übertragungsverhaltens piezoresistiver Siliziumsensoren kann idealisiert ein linearer Zusammenhang zwischen der Oberflächendehnung des Messobjektes  $S_1$  und der elektrischen Ausgangsgröße  $u_S$  angenommen werden (Abb. 3.2(a)). Aus der Betrachtung des Nennfalls ( $u_S = u_N$ ) folgt der Verlauf der Sollkennlinie:

$$\frac{u_N}{U_0} = B_0 \cdot S_{1,N}, \text{ mit } u_N = u_{\max} - u_0. \quad (3.1)$$

Ihre Steigung entspricht dem Übertragungsfaktor  $B_0$ , welcher den Zusammenhang der nominalen oder Nennmessgröße  $S_{1,N}$  und der auf die Versorgungsspannung  $U_0$  normierten Ausgangsspannung  $u_N = u_{\max} - u_0$  in einem für die Messaufgabe definierten Referenz- oder Nennbereich beschreibt [16, 29, 31]. Abbildung 3.2(a) zeigt die Kenngrößen der quasi-statischen Übertragungsfunktion bei Festpunkteinstellung. Systematische Störgrößen wie Temperatureinfluss und Eigenstörungen beeinflussen die statische Übertragungsfunktion und werden im realen Verlauf durch  $u_{\text{ist}}$  abgebildet. Um den Einfluss der Dehnungsübertragung zu berücksichtigen, wird Gl. (3.1) um die Dehnungsübertragungsrate  $\beta_M = S_{1,B}/S_{1,M}$  erweitert. Sie wirkt reduzierend auf die tatsächlich detektierte Messgröße. Es gilt:

$$\frac{u_N}{U_0} = B_S \cdot S_{1,N}, \text{ mit } B_S = \beta_M \cdot B_0. \quad (3.2)$$

Anhand des Linearitäts- ( $F_L$ ) und Hysteresefehlers ( $F_H$ ) können die Eigenstörungen des Sensors bei Referenzbedingungen als Abweichung von der Soll-Kennlinie quantifiziert werden. Sie sind auf den Nennwert  $u_N$  bezogen und werden als reduzierter Fehler angegeben. Die so quantifizierbaren Größen sind folgendermaßen definiert:

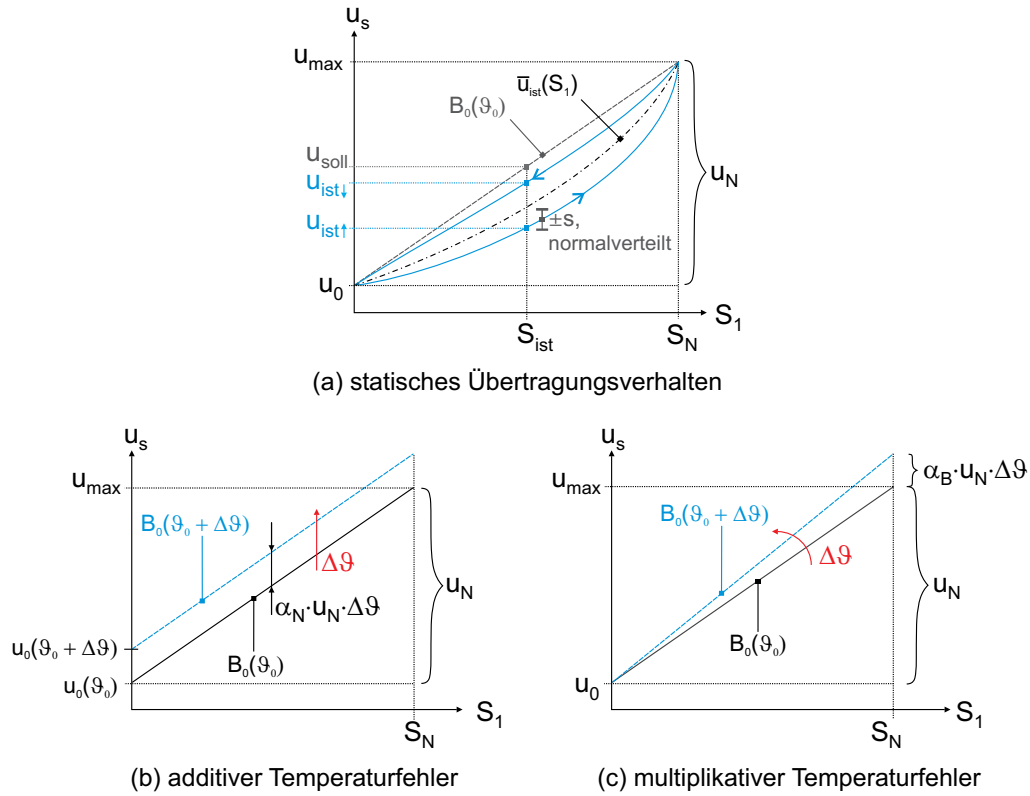
$$F_L = \max \left\{ \frac{u_{\text{soll}} - \bar{u}_{\text{ist}}}{u_N} \right\}, \quad (3.3)$$

$$F_H = \max \left\{ \frac{u_{\text{ist}\downarrow} - u_{\text{ist}\uparrow}}{u_N} \right\}. \quad (3.4)$$

Der Einfluss der Temperatur  $\vartheta$  kann nach [16] in einen additiven sowie einen multiplikativen Anteil aufgeteilt werden (Abb. 3.2(b) und (c)). Der Temperaturkoeffizient  $\alpha_N$  beschreibt hierbei den Einfluss auf den Nullpunkt  $u_0$ ,  $\alpha_B$  wiederum den Einfluss auf den Übertragungsfaktor  $B_S$ :

$$\alpha_N = \frac{u_0(\vartheta) - u_0(\vartheta_0)}{u_N(\vartheta_0) \cdot (\vartheta - \vartheta_0)}, \quad (3.5)$$

$$\alpha_B = \frac{u_N(\vartheta) - u_N(\vartheta_0)}{u_N(\vartheta_0) \cdot (\vartheta - \vartheta_0)}. \quad (3.6)$$



**Abb. 3.2:** Einflüsse auf das statische Übertragungsverhalten eines piezoresistiven Dehnungssensors (s. auch [11, 110]). Die systematischen und somit korrigierbaren Fehler, sind für eine Festpunkteinstellung angegeben und werden als reduzierte Fehler auf den Nennwert bezogen. Die stochastischen Fehler sind durch die Angabe der Streuung  $s$  berücksichtigt. Die Hauptstöörgröße für piezoresistive Siliziumsensoren stellt die Temperatur  $\vartheta$  dar, die sowohl die Empfindlichkeit als auch den Nullpunkt des Sensorsignals beeinflusst, aber aufgrund ihres systematischen Einflusses korrigierbar ist.

Unter Berücksichtigung der systematischen Temperaturfehler ergibt sich folgender Zusammenhang für das Ausgangssignal:

$$u_S = B_0(\vartheta_0) \cdot S_1 \cdot \left( 1 + \left( \alpha_B + \frac{S_N}{S_1} \cdot \alpha_N \right) (\vartheta - \vartheta_0) \right) + u_0(\vartheta_0). \quad (3.7)$$

Die temperaturinduzierten Abweichungen sind als reduzierte systematische Fehler folgendermaßen definiert [16, 111]:

$$F_N = \alpha_N \cdot (\vartheta - \vartheta_0), \quad (3.8)$$

$$F_B = \alpha_B \cdot (\vartheta - \vartheta_0). \quad (3.9)$$

Hinzu kommen noch systematische Störungen, die das dynamische Übertragungsverhalten des Sensors beeinflussen. Sie werden unter Vernachlässigung der Linearitäts- und Hysteresefehler in der komplexen Übertragungsfunktion im Frequenzbereich  $\underline{B}(\omega)$  abgebildet (lineares zeitinvariantes System, vgl. [11, 88]). Im Falle der applizierten piezoresistiven Dehnungsmesselemente ist dies ein Kriechen, das durch zeitabhängige Last- und Temperatureinflüsse in der Zwischenschicht sowie dem Verformungskörper hervorgerufen wird. Es beeinflusst als niederfrequente Störung den unteren Frequenzbereich.

Letztlich treten noch zufällige Fehler ( $F_{zi} = \max \left\{ \pm \frac{s}{u_N} \right\}$ ) auf, die unter anderem das Rauschen des Sensors betreffen [112, 113]. Unter der Annahme einer Normalverteilung kennzeichnet  $s$  hierbei die Streuung des Signals. Die zufälligen Anteile lassen sich nach [16] in messgrößeninduzierte Fehler ( $F_{zs1}$ ) und störgrößeninduzierte ( $F_{z\vartheta}$ ) sowie Eigenstörungen ( $F_{ze}$ ) unterteilen [11]. Die Messunsicherheit  $F$  des Sensors kann durch die quadratische Überlagerung der unkorrelierten systematischen Restfehler ( $F_{sys}$ ) und die zufälligen Fehleranteile ( $F_{zi}$ ) bestimmt werden [11].

$$F = \sqrt{F_{sys}^2 + F_{zs1}^2 + F_{z\vartheta}^2 + F_{ze}^2} \quad (3.10)$$

Anhand der zuvor genannten Größen können nun die Entwurfsziele für piezoresistive Dehnungsmesselemente definiert werden:

- niedrige Messunsicherheit:  $F \Rightarrow \min$ ,
- hohe Empfindlichkeit für eine störsichere Signalübertragung:  $B_0 = \frac{u_N}{S_N} \Rightarrow \max$ ,
- geringe Rückwirkung auf das Messobjekt sowie eine optimale Dehnungsübertragung:  $\beta_M \Rightarrow 1$  und
- hoher Miniaturisierungsgrad für punktuelle Dehnungsmessung und damit hohe Ortsauflösung:  $l_M, b_M \Rightarrow \min$ .

In den nachfolgenden Abschnitten werden die Parameter getrennt diskutiert. Zunächst erfolgt die Untersuchung der Sensortechnologie. Die elektromechanischen Eigenschaften werden ohne den Einfluss der Zwischenschicht beschrieben und eine optimale Dehnungsübertragung ( $\beta_M = 1$ ) angenommen (Elektromechanischer Wandler,

Abb. 3.1(b)). Bei der Auslegung der Zwischenschicht wiederum werden die elektromechanischen Eigenschaften des Messelements aus der Betrachtung ausgeklammert und nur das mechanische Teilsystem betrachtet. Die Parameter des mechanischen Modells werden für die jeweilige Betrachtung so gewählt, dass eine Zusammenführung der Teilergebnisse möglich ist (s. Abschnitt 3.3.1). Im letzten Abschnitt werden die Entwurfsergebnisse kombiniert und allgemeingültige Entwurfskriterien für das System, d.h. den integrierten piezoresistiven Sensor als Dehnungsmesselement abgeleitet.

## 3.2 Piezoresistiver Effekt in inhomogen dotiertem Silizium

Zunächst wird der Einfluss der Sensortechnologie auf die elektromechanischen Eigenschaften analysiert. Der Fokus liegt hierbei auf der phänomenologischen Beschreibung des Messeffekts. Die atomare Deutung des piezoresistiven Prinzips ist beispielsweise [114–117] zu entnehmen.

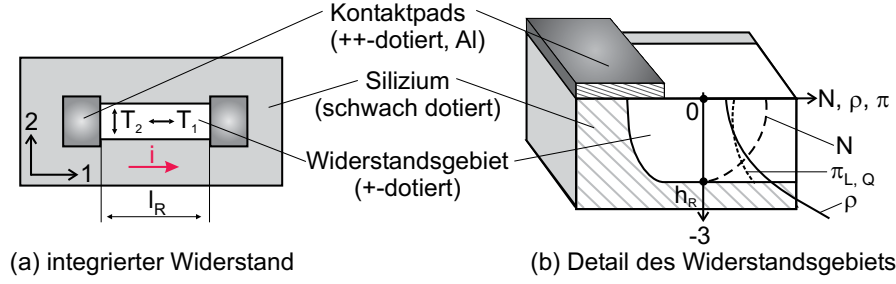
Dem OHM'schen Gesetz folgend verknüpft der spezifische Widerstand des halbleitenden Materials den Vektor  $\underline{E} = (E_1; E_2; E_3)^T$  des elektrischen Feldes mit der Stromdichte  $\underline{J} = (J_1; J_2; J_3)^T$ :

$$\begin{pmatrix} E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \rho_{11} & \rho_{12} & \rho_{13} \\ \rho_{21} & \rho_{22} & \rho_{23} \\ \rho_{31} & \rho_{32} & \rho_{33} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} J_1 \\ J_2 \\ J_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \rho_1 & \rho_6 & \rho_5 \\ \rho_6 & \rho_2 & \rho_4 \\ \rho_5 & \rho_4 & \rho_3 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} J_1 \\ J_2 \\ J_3 \end{pmatrix} \quad (3.11)$$

Aufgrund der symmetrischen, kubisch flächenzentrierten Kristallstruktur von Silizium reduzieren sich die neun auf sechs unabhängige Widerstandskomponenten  $\rho_i$ , die symmetrisch zur Diagonalen des Tensors  $\rho$  sind [15, 115, 118]. Es gilt  $\rho_{ij} = \rho_{ji}$ . Wird das halbleitende Material deformiert, so bildet sich ein mechanisches Spannungsfeld  $T_i$  im Material aus. Sowohl Normalspannungen ( $T_1, T_2, T_3$ ) als auch Scherspannungen ( $T_4, T_5, T_6$ ) treten auf. Wie im Abschnitt 2.1.4 beschrieben, erfolgt beim piezoresistiven Effekt in (in-)homogen dotiertem Silizium die Änderung des spezifischen Widerstandes  $\rho$  richtungsabhängig infolge der wirkenden mechanischen Last. Die sich ergebende Widerstandsänderung wird durch Gl. (3.12) verdeutlicht. Der erste Summand beschreibt den isotropen Zusammenhang für den mechanisch unbelasteten Fall  $T_i = 0$ , der zweite Summand  $\Delta\rho$  den anisotropen Zusammenhang im Belastungsfall für  $T_i \neq 0$ .

Der Zusammenhang zwischen mechanischem Spannungsfeld  $T_i$  und Widerstandsänderung  $\Delta\rho$  wird über die Matrix der piezoresistiven Koeffizienten  $\pi_{ij}$  in Gl. (3.12) quantifiziert. Die kubische Symmetrie des Kristalls bewirkt, dass sich die Anzahl der piezoresistiven Koeffizienten auf drei reduziert ( $\pi_{ij} = \pi_{ji}$ ). Aufgrund der Anisotropie können drei richtungsabhängige Effekte unterschieden werden. Wirken Stromdichtevektor  $\underline{J}$





**Abb. 3.3:** Piezoresistiver Effekt eines inhomogen dotierten Widerstandsgebiets. Ein in Silizium integrierter Widerstand liegt im ebenen Spannungsfeld, wobei die Spannungskomponente  $T_1$  in Längsrichtung wirkt (a). Im Detail (b) sind die Verläufe von  $\rho$ ,  $\pi$ -Koeffizienten und Dotierungskonzentration  $N$  über der Dicke  $h_R$  des Widerstandsgebiets skizziert [15, 17]. Zwischen Widerstandsgebiet und Substrat bildet sich der p/n-Übergang (bei  $x_3 = h_R$ ) aus.

und mechanische Spannungskomponente  $T_i$  in die selbe Richtung, so spricht man vom *Längseffekt*. Wirkt der Stromdichtevektor  $\underline{J}$  senkrecht zur mechanischen Spannungskomponente  $T_i$ , wird der Effekt als *Quereffekt* bezeichnet. Führen die mechanischen Scherspannungen zu einer Änderung des spezifischen Widerstands, so wirkt der *Scher- oder Halleffekt* (Abb. 2.6, Abschnitt 2.1.4).

$$\begin{pmatrix} \rho_1 \\ \rho_2 \\ \rho_3 \\ \rho_4 \\ \rho_5 \\ \rho_6 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \rho_0 \\ \rho_0 \\ \rho_0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} + \underbrace{\begin{pmatrix} \pi_{11} & \pi_{12} & \pi_{12} & 0 & 0 & 0 \\ \pi_{12} & \pi_{11} & \pi_{12} & 0 & 0 & 0 \\ \pi_{12} & \pi_{12} & \pi_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \pi_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \pi_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \pi_{44} \end{pmatrix}}_{\Delta\rho} \cdot \begin{pmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \end{pmatrix} \cdot \rho_0 \quad (3.12)$$

Die  $\pi$ -Koeffizienten werden durch die Dotierung von Silizium mit Fremdatomen wie Bor (p-dotiert) oder Phosphor (n-dotiert) beeinflusst. Man unterscheidet zwischen homogen (ohne p/n-Übergang, vgl. Kapitel 2) und inhomogen dotiertem Silizium (Abb. 3.3). Bei letzterem werden definierte Gebiete mit erhöhtem Widerstand, die integrierten Widerstände, in einem homogen dotierten Siliziumsubstrat erzeugt. Jedes Widerstandsgebiet ist so durch einen p/n-Übergang und folglich durch eine sich ausbildenden Raumladungszone gegenüber dem Substrat isoliert. Der integrierte Widerstand (+-dotiert) wird über hochdotierte Gebiete (++-dotiert) kontaktiert, auf welche eine metallische Kontaktierungsschicht (i. d. R. Aluminium) gesputtert wird.

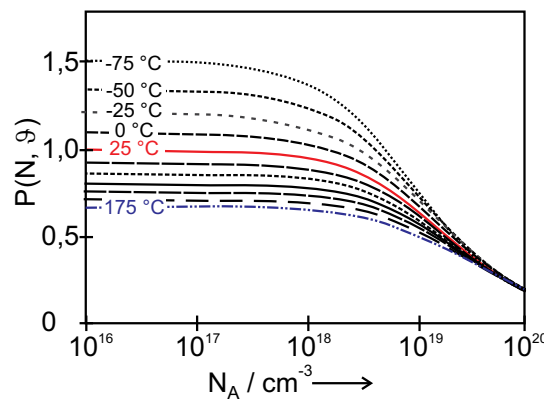
Der Dotierungstyp (p- oder n-dotiert), die verwendete Technologie (Implantation

**Tabelle 3.1:** Piezoresistive Koeffizienten von schwach p- bzw. n-dotiertem Silizium (homogene Dotierung) [5, 119]

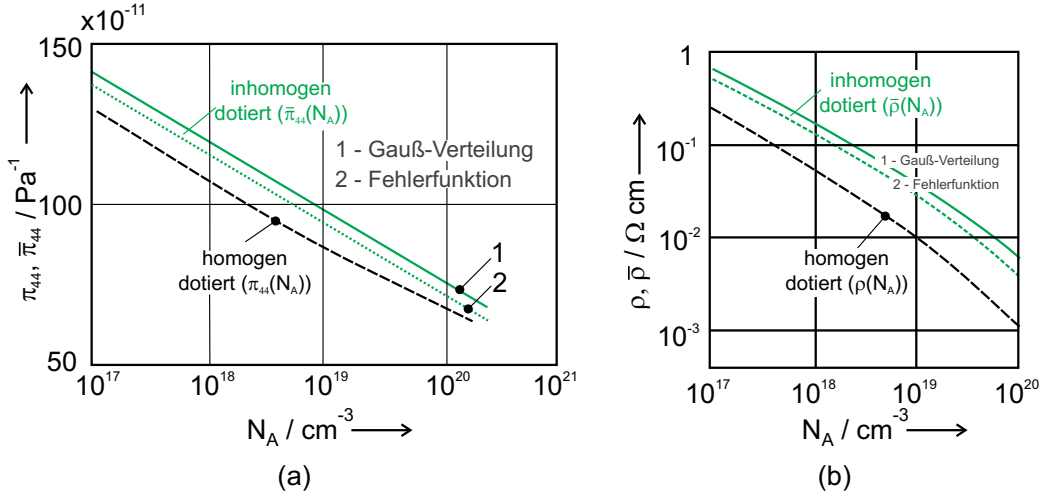
	$N$ in $\text{cm}^{-3}$	$\rho$ in $\Omega\cdot\text{cm}$	$\pi_{11}$ in $\text{cm}^2/\text{N}$	$\pi_{12}$ in $\text{cm}^2/\text{N}$	$\pi_{44}$ in $\text{cm}^2/\text{N}$
p-Silizium	$1,8 \times 10^{14}$	7,8	6,6	-1,1	138,1
n-Silizium	$6 \times 10^{14}$	11,7	-102,2	53,4	-13,6

oder Diffusion) und die Konzentration der Störstellen  $N_A$  beeinflussen die Beträge der drei  $\pi$ -Koeffizienten. Für niedrige Konzentrationen von  $N_A \leq 10^{14} \text{ cm}^{-3}$  sind die Koeffizienten nur schwach dotierungsabhängig und nehmen die in Tabelle 3.1 gelisteten Grenzwerte an [5, 10, 15, 120]. Mit steigender Konzentration reduzieren sich die Beträge jedoch deutlich (Abb. 3.5).

Die Störstellenkonzentration ist eine Funktion der Eindringtiefe der Fremdatome in das Widerstandsgebiet. Sie folgt technologieabhängig einer GAUSS-Verteilung bzw. einer Fehlerfunktion [15, 17] und hat ihr Maximum an der Oberfläche des Widerstandsgebietes. In Tiefenrichtung nimmt der Wert ab (Abb. 3.3(b)). Dem entsprechend verringern sich der spezifische Widerstand und die  $\pi$ -Koeffizienten ebenfalls in Tiefenrichtung des Widerstandsgebietes. Zur Ermittlung des mittleren spezifischen Widerstandswertes



**Abb. 3.4:** Verlauf des Skalierungsfaktors  $P$  zur Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit der  $\pi$ -Koeffizienten in Abhängigkeit der Dotierungskonzentration  $N_A$  (p-dotiert) [10]. Mit steigender Dotierungskonzentration reduziert sich die Temperaturabhängigkeit, respektive die Empfindlichkeit. Bei Raumtemperatur und  $N_A < 10^{19} \text{ cm}^{-3}$  relativiert sich der Einfluss, da  $P \approx 1$ .



**Abb. 3.5:** Verlauf des  $\pi_{44}$ -Koeffizienten (a) und des spezifischen Widerstands  $\rho$  (b) abhängig von der Dotierungsart (homogen oder inhomogen) und -konzentration  $N_A$  für p-dotiertes Silizium [8, 16]. In [15] wird  $\pi_{44}$  auch für Konzentrationen  $N_A \geq 10^{15}$  angegeben. Für  $N_A \leq 10^{16}$  stagniert der Wert bei etwa  $150 \cdot 10^{-11} \text{ Pa}$ . Den spezifischen Widerstandswert für inhomogen n- bzw. p-dotierte Gebiete für den Bereich von  $10^{13} \leq N_A \leq 10^{20}$  liefert [17].

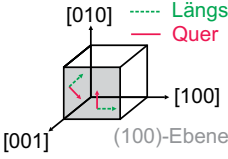
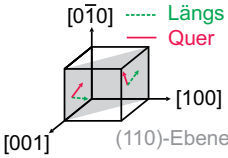
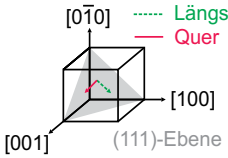
tes  $\bar{\rho}$  bzw. der mittleren  $\pi$ -Koeffizienten  $\bar{\pi}_{Q,L}$  muss das Integral in Tiefenrichtung über die mit der spezifischen Leitfähigkeit  $\sigma(x_3)$  gewichteten  $\pi$ -Koeffizienten gebildet werden [16, 110, 119, 120]. Die Temperaturabhängigkeit wird über den Skalierungsfaktor  $P(N, \vartheta)$  berücksichtigt [119] (Abb. 3.4):

$$\bar{\pi}_{Q,L} = P(N_A, \vartheta) \cdot \frac{\int_{h_R} (\pi_{L,Q}(h)/\rho(h)) dh}{\int_{h_R} (1/\rho(h)) dh}, \quad (3.13)$$

$$\frac{1}{\bar{\rho}} = \frac{1}{h_R} \int_{h_R} \frac{1}{\rho(h)} dh. \quad (3.14)$$

Durch eine mechanische Belastung entsteht im Biegebalken und folglich im applizierten Siliziumelement ein ebener Spannungszustand. Wird das Spannungsfeld durch zwei zueinander senkrecht wirkende Spannungskomponenten  $T_L = T_1$  und  $T_Q = T_2$  beschrieben, so kann beim integrierten Widerstand die wirkende Widerstandsänderung  $\Delta\rho$  durch zwei resultierende  $\pi$ -Koeffizienten  $\pi_L$  und  $\pi_Q$  in Abhängigkeit der wirkenden mechanischen Spannungen ermittelt werden (Abb. 3.3(a)). Die Indizes stehen für ein Wirken parallel bzw. quer zur Stromrichtung, respektive zur Balkenachse (Abb. 3.1). Auf die Kennzeichnung der Mittelwertbildung wird im Folgenden verzichtet und von mittleren

**Tabelle 3.2:** Berechnungsvorschrift der  $\pi_L$ - und  $\pi_Q$ -Koeffizienten für ausgewählte Widerstandsanordnungen in Silizium abhängig von der kristallographischen Orientierung [6, 118]. Die Werte der Koeffizienten für schwach homogen dotiertes Silizium sind in Tabelle 3.1 zu finden.

Oberflächenorientierung	Längs- richtung	$\pi_L$	Quer- richtung	$\pi_Q$
 (100)-Ebene	(100)	$\pi_{11}$	(010)	$\pi_{12}$
 (110)-Ebene	(110)	$\frac{\pi_{11} + \pi_{12} + \pi_{44}}{2}$	( $\bar{1}$ 10)	$\frac{\pi_{11} + \pi_{12} - \pi_{44}}{2}$
 (111)-Ebene	(111)	$\frac{\pi_{11} + 2\pi_{12} + 2\pi_{44}}{3}$	( $\bar{1}$ 12)	$\frac{\pi_{11} + 2\pi_{12} - \pi_{44}}{3}$
	(110)	$\frac{\pi_{11} + \pi_{12} + \pi_{44}}{3}$	(001)	$\pi_{12}$
	(110)	$\frac{\pi_{11} + \pi_{12} + \pi_{44}}{2}$	( $\bar{1}$ 10)	$\frac{\pi_{11} + 5\pi_{12} - \pi_{44}}{6}$

$\pi$ -Koeffizienten bzw. spezifischen Widerständen  $\rho$  ausgegangen.

$$\frac{d\rho}{\rho} = \pi_L \cdot T_1 + \pi_Q \cdot T_2 + \underbrace{\pi_3 \cdot T_3}_{\rightarrow 0} = \pi_L \cdot T_L + \pi_Q \cdot T_Q \quad (3.15)$$

Der piezoresistive Effekt in Dickenrichtung ist vernachlässigbar gering [15, 110, 119] und wird in den folgenden Betrachtungen nicht weiter berücksichtigt. Basierend auf den vorangegangenen Definitionen kann der Wert  $R$  des integrierten Widerstands wie folgt berechnet werden:

$$R = \underbrace{\frac{\rho \cdot l_R}{h_R \cdot b_R}}_{R_0} + \underbrace{\frac{1}{l_R} \int_{l_R} (\pi_L \cdot T_L + \pi_Q \cdot T_Q) dl}_{\Delta R(T_1, T_2)} \quad (3.16)$$

Aus Tabelle 3.1 geht hervor, dass  $\pi_{44}$  für eine p-Dotierung den größten Betrag aufweist. Um im Anwendungsfall die größtmögliche Widerstandsänderung zu erzielen, ist es sinnvoll, die p-dotierten Gebiete so bezüglich des Gitters anzuordnen, dass Längs- und Querkoeffizienten maßgeblich von  $\pi_{44}$  bestimmt werden (s. Tab. 3.2).

Die größte Empfindlichkeit im Falle p-dotierter Widerstandsgebiete ist für eine (100)-Oberflächenorientierung des Silizium-Chips mit einer Orientierung des Widerstandes in (110)-Richtung erzielbar. Für  $\pi_{Q,L}$  werden jeweils die gemittelten Werte bei Referenztemperatur  $\vartheta_0$  angenommen. Sowohl spezifischer Widerstand also auch  $\pi$ -Koeffizienten sind allerdings temperaturabhängig [118, 120]. In linearer Näherung kann diese Abhängigkeit wie folgt beschrieben werden [16, 112]:

$$\rho(\vartheta) = \rho(\vartheta_0) \cdot (1 + \alpha_\rho(\vartheta_0 - \vartheta)), \quad (3.17)$$

$$\pi_{L,Q}(\vartheta) = \pi_{L,Q}(\vartheta_0) \cdot (1 + \alpha_\pi(\vartheta_0 - \vartheta)). \quad (3.18)$$

Der Temperaturkoeffizient  $\alpha_\rho$  führt zu einem additiven Temperaturfehler, der Koeffizient  $\alpha_\pi$  zu einem multiplikativen Temperaturfehler bei der relativen Widerstandsänderung  $dR/R$ , was bei der Bestimmung der Übertragungseigenschaften berücksichtigt werden muss [7, 15, 16].

Zusätzlich zum materialspezifischen Anteil  $d\rho/\rho$  tritt beim piezoresistiven Effekt auch der aus der Geometrieänderung stammende Anteil auf. Die relative Widerstandsänderung  $dR/R$  kann so über das totale Differential (vgl. Gl. (2.1), Abschnitt 2.1) beschrieben werden:

$$\frac{dR}{R} = \frac{dl_R}{l_R} - \frac{db_R}{b_R} - \frac{dh_R}{h_R} + \pi_L \cdot T_1 + \pi_Q \cdot T_2, \quad (3.19)$$

wobei  $b_R$  die Breite des Widerstandsgebiets bezeichnet.

Berücksichtigt man den in Gl. (3.20) formulierten elastomechanischen Zusammenhang zwischen mechanischer Spannung  $T_i$  und der Messgröße Dehnung  $S_i$  kann die relative Widerstandsänderung in Abhängigkeit der wirkenden Dehnung für orthogonale Werkstoffe ausgedrückt werden [7].

$$\begin{pmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \\ S_4 \\ S_5 \\ S_6 \end{pmatrix} = \underbrace{\begin{pmatrix} 1/E_1 & -\nu_{12}/E_2 & -\nu_{13}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{12}/E_2 & 1/E_2 & -\nu_{12}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{13}/E_3 & -\nu_{23}/E_2 & 1/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{23} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{13} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{12} \end{pmatrix}}_{\text{elastische Konstanten}} \cdot \begin{pmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \end{pmatrix} \quad (3.20)$$

Die Indizes der elastischen Konstanten kennzeichnen die Raumrichtung innerhalb des Gitters, wobei  $\nu_{ij}$  die Querszahl,  $E_i$  den Elastizitätsmodul und  $G_{ij}$  den Schubmodul bezeichnen. Der vorliegende ebene Spannungszustand in einer dünnen Platte führt zu der Randbedingung, dass  $T_3 = T_4 = T_5 = T_6 = 0$  und die Matrix in Gl. (3.20) sich auf ein System von drei Gleichungen reduziert. Aus den Gleichungen (3.12) und (3.20) können

so die den Messeffekt quantifizierenden  $K$ -Faktoren berechnet werden:

$$K_L = \frac{E_{1,M}}{1 - \nu_{12,M}^2} \cdot \pi_L + \frac{E_{2,M} \cdot \nu_{12,M}}{1 - \nu_{12,M}^2} \cdot \pi_Q + 1 + \frac{\nu_{13,M}}{1 - \nu_{12,M}}, \quad (3.21)$$

$$K_Q = \frac{E_{2,M}}{1 - \nu_{12,M}^2} \cdot \pi_L + \frac{E_{1,M}}{1 - \nu_{12,M}^2} \cdot \pi_Q - 1 + \frac{\nu_{13,M}}{1 - \nu_{12,M}}. \quad (3.22)$$

Im Falle eines BERNOULLI-Balkens nimmt die Spannung quer zur Balkenachse so geringe Beträge an, dass  $T_2 = T_Q = 0$  gilt [30].  $S_2 = -\frac{\nu_{12}}{E_2} \cdot T_1$  wird über die Querkontraktion des Materials hervorgerufen. Der Messeffekt reduziert sich in diesem Fall auf einen  $K$ -Faktor in Längs- bzw. Querrichtung und ist abhängig davon, wie das Widerstandsgebiet orientiert ist:

$$K_L = 1 + \nu_{12,M} + \nu_{13,M} + \pi_L \cdot E_{1,M}, \quad (3.23)$$

$$K_Q = -1 - \nu_{12,M} + \nu_{13,M} + \pi_Q \cdot E_{1,M}. \quad (3.24)$$

Die für den Sensorentwurf wesentlichen Parameter, die sich aus dem piezoresistiven Effekt ableiten, sind im Folgenden nochmals zusammengefasst. Über Dotierungstyp (n- oder p-dotiert) und -konzentration  $N_A(x_3)$  werden die Beträge der  $\pi$ -Koeffizienten und damit die Sensorempfindlichkeit  $B_0$  gesteuert. Der Kompromiss aus hoher Empfindlichkeit und geeignetem spezifischem Widerstandswert wird bei einer  $p^+$ -Dotierung mit einer maximalen Borionenkonzentration von  $N_A = 2 \cdot 10^{18} \text{ cm}^{-3}$  erreicht [10, 15, 110]. Abhängig vom Verlauf des Ausheilungsprozesses (Annealing) ergeben sich das Dotierungsprofil  $N_A(x_3)$  des Widerstandsgebiets (Abb. 3.3) und folglich die Verläufe des spezifischen Widerstandswertes sowie des  $\pi_{44}$ -Koeffizienten, die aus Abb. 3.5 für Raumtemperatur entnommen werden können:

$$\begin{aligned} \pi_{44} &\approx 110 \cdot 10^{-11} \text{ Pa}^{-1} \text{ und} \\ \rho &\approx 0,015 \Omega \cdot \text{cm}. \end{aligned}$$

Über Lage und Orientierung der Widerstandsgebiete im Siliziumgitter werden die am Messeffekt beteiligten  $\pi$ -Koeffizienten beeinflusst. Das Substrat bildet ein n-dotierter Silizium-Wafer mit einer Oberflächenorientierung von (100). Da der Koeffizient  $\pi_{44}$  den höchsten Betrag annimmt und somit maßgeblich die Sensorempfindlichkeit beeinflussen kann, wird eine Widerstandsorientierung von (110) für die Längsrichtung bzw. ( $\bar{1}10$ ) für die Querrichtung gewählt. Für die resultierenden Koeffizienten gilt somit

$$\begin{aligned} \pi_L &= (\pi_{11} + \pi_{12} + \pi_{44}) \cdot \frac{1}{2} \approx \pi_{44}/2, \\ \pi_Q &= (\pi_{11} + \pi_{12} - \pi_{44}) \cdot \frac{1}{2} \approx -\pi_{44}/2. \end{aligned}$$

Durch die Anisotropie der Kristallstruktur variieren auch die elastomechanischen Parameter  $E_M$  und  $\nu_M$ . Für die gewählte Orientierung gilt nach [7]:

$$\begin{aligned} E_{1,M} &= E_{2,M} = 169 \text{ GPa}, \\ \nu_{12,M} &= 0,068 \text{ und} \\ \nu_{13,M} &= 0,36. \end{aligned}$$

Für den  $K$ -Faktor eines in Längsrichtung orientierten Widerstandsgebiets kann nach Gl. (3.23) mit den oben angegebenen Parametern ein Wert von etwa 94,4 ermittelt werden. Die mechanischen Parameter dienen als Eingangsgrößen für die Auslegung der Sensorgeometrie, die im folgenden Abschnitt beschrieben wird.

### 3.3 Auslegung des Primärsensors

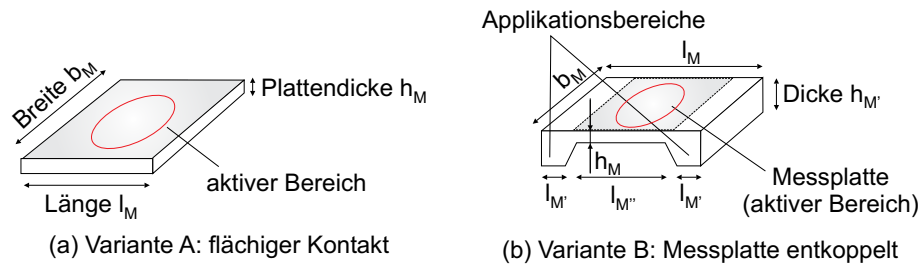
Zur Sensortopologie zählen neben der Geometrie des Silizium-Elements auch die Positionen der integrierten Widerstandsgebiete bezogen auf die Längs- und Querrichtung des Messobjekts sowie deren Anzahl und Verschaltung. Es ist zu berücksichtigen, dass der Einfluss der Topologie auf das Übertragungsverhalten nicht verallgemeinert angegeben werden kann, sondern immer in Zusammenhang mit den Anwendungsszenarien gesehen werden muss. Der sich ergebende Spannungszustand wie auch die elastomechanischen Eigenschaften von Messobjekt und Zwischenschicht beeinflussen die Übertragung der Dehnungen in das Messelement.

#### 3.3.1 Entwurf des Messelements

Das eingangs vorgestellte Szenario des einseitig eingespannten Biegebalkens wird gewählt, um einen ebenen Spannungszustand im Messelement hervorrufen zu können. Als Substratmaterialien werden Stähle, Aluminiumlegierungen sowie Epoxidharze untersucht (Tab. 3.3). Die Silizium-Dehnungsmesselemente sind durch eine Zwischenschicht aus Polymerklebstoff oder Glaslot auf das Messobjekt aufgebracht (Tab. 3.3). Die Empfindlichkeit wird durch folgende Parameter der Teilsysteme Messelement (M), Zwischenschicht (Z) und Messobjekt (B) beeinflusst:

- Elastische Module  $E_{B,Z,M}$ ,  $G_Z$ ,
- Schichtdicken  $h_{M,Z}$ ,
- Zwischenschicht- bzw. Elementfläche  $A_{Z,M} = l_{Z,M} \cdot b_{Z,M}$ .

Die Erfahrungen aus der Entwicklung und Analyse konventioneller elektrischer Dehnungsmessstreifen (DMS) können hierfür berücksichtigt werden [1, 2, 121–123]. Auch



**Abb. 3.6:** Variantengruppen, die beim Entwurf betrachtet werden. Die Übertragungseigenschaften der Variantengruppe A werden sowohl analytisch für einen uniaxialen Dehnungszustand als auch rechnergestützt für einen biaxialen Dehnungszustand untersucht. Aufgrund der komplexen Geometrie der Variantengruppe B beschränkt sich hierbei die Untersuchung auf eine rechnergestützte Simulation.

bei faseroptischen Sensoren [81] und piezoelektrischen Flächenwandlern wurden diese Modelle angewendet und Kriterien für die Integration abgeleitet [124]. Der Einfluss aller oben genannten Parameter auf die Dehnungsübertragung in den aktiven Bereich des Sensors (Messwiderstand) und damit auf den  $K$ -Faktor wird in den benannten Quellen sowohl analytisch als auch numerisch quantifiziert und anhand von Messungen überprüft. So haben die Dicke und Elastizität der Zwischenschicht einen reduzierenden Einfluss auf die Sensorempfindlichkeit im Falle kleiner Gitterlängen des DMS. Bei sehr dünnen Messobjekten, Materialien mit geringem E-Modul (Polymere o.ä.) oder anisotropen Materialien (z.B. Faserverbundwerkstoffe) kann der DMS lokal zu einer Versteifung des Systems und damit zu einem Messfehler führen [121, 123].

Die beschriebenen Modelle können auf die piezoresistiven Dehnungsmesselemente, die vollflächig auf das Messobjekt appliziert sind, übertragen und analytisch berechnet werden. Um den Einfluss der Zwischenschicht zu reduzieren, werden auch Geometrien betrachtet, die über entkoppelte Messstellen verfügen (Abb. 3.6(b)). Aufgrund der komplexeren Struktur erfolgt die Analyse im Rahmen einer rechnergestützten Simulation.

In Abschnitt 3.5 werden die Eigenschaften der untersuchten Varianten verglichen und Schlussfolgerungen für einen verallgemeinerten Entwurf abgeleitet. In Tabelle 3.3 sind die in den folgenden Abschnitten untersuchten Materialien und deren relevanten Parameter aufgeführt.

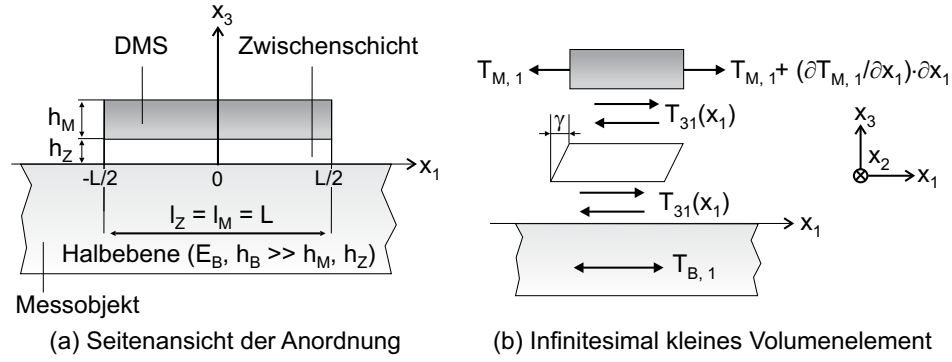
### Analytische Berechnung der Dehnungsübertragung

Für die analytische Beschreibung der Dehnungsübertragung in das Messelement wird das mechanische Modell vereinfacht. Anstelle der Biegung werden ausschließlich Ver-



**Tabelle 3.3:** Ausgewählte Parameter der im Rahmen des Entwurfs untersuchten Materialien. Das Schubmodul kann aus den Parametern  $E$  und  $\nu$  berechnet werden ( $G = E/(2 \cdot (1 + \nu))$  [30]).

Material	Elastizitätsmodul $E$ in GPa	POISSON-Zahl $\nu$	Dichte $\rho$ in g/cm <sup>3</sup>	Wärmeausdehnung $\alpha$ in K <sup>-1</sup>	Bemerkung
Stahl 1.4542	200	0,3	7,8	$10,9 \times 10^{-6}$	Edelstahl 17-4PH [125]
Stahl 1.4310	195	0,29	7,9	$16,8 \times 10^{-6}$	Federbandstahl [126]
EP-250	2,8	0,22	1	$\approx 60 \times 10^{-6}$	Epoxidharz [4]
Epotek 353ND	5,86	0,4	1,2	$53 \times 10^{-6}$	Epoxidharz [29, 81]
G018-223	$\approx 70$	$\approx 0,25$	6,0	$3,3 \times 10^{-6}$	Glaslot [127, 128]
Ferro X 11-036	$\approx 70$	$\approx 0,25$	6,0	8,6	Glaslot [128]
Silizium	169	0,068	2,3	$2,3 \times 10^{-6}$	(110)- Orientierung [7, 11]



**Abb. 3.7:** Modell zur Berechnung der sich ergebenden Spannungen an einem Folien-DMS [121]. (a) zeigt den Schichtaufbau, (b) ein infinitesimal kleines Element des Systems.  $\gamma$  bezeichnet hierbei den sich ergebenden Scherwinkel an einem infinitesimal kleinen Element der Zwischenschicht und kann durch das Schermodul  $G_Z$  bei Berechnungen berücksichtigt werden.

schiebungen in Längsrichtung des Balkens, also Zug- bzw. Druckspannungen in  $x_1$ -Richtung betrachtet. In Anlehnung an [121] werden die folgenden Annahmen getroffen:

1. Die Materialien von Dehnungsmesselement, Zwischenschicht sowie Messobjekt (repräsentiert durch die Halbebene in Abb. 3.7) sind elastisch, das Messobjekt verhält sich isotrop.
2. Für große Abstände  $x_3 \leq 0$  zum DMS ist die Halbebene auf Zug- bzw. Druckbelastung  $S_{1,B\infty}$  vorgedehnt.
3. Zwischen Messobjekt und DMS treten nur Scherspannungen  $T_{13}$  auf, d.h., Normalspannungen, die auf die Halbebene wirken, werden vernachlässigt.
4. Die Enden des Dehnungsmesselements sind kraftfrei:  $T_1(\pm l_M/2) = 0$ .
5. Die Normalspannungen sind konstant über der Dicke des Messelements, d.h., es liegt eine reine Zug- bzw. Druckbelastung vor.
6. Die Temperatur ist konstant.

Abbildung 3.7 visualisiert die Randbedingungen. Ziel ist es, die im Widerstandsgebiet wirkende Dehnung  $S_M$  zu der an der Messobjektoberseite wirkenden Dehnung  $S_B$  in Bezug zu setzen und einen Übertragungsfaktor abzuleiten. Wird das Messobjekt in  $x_1$ -Richtung um  $\xi_{1,B}$  gedehnt, lenkt sich auch das Messelement um  $\xi_{1,M}$  aus. Betrachtet man nun ein infinitesimal kleines Volumenelement von Messelement und Zwischenschicht (Abb. 3.7(b)), so kann aus den Gleichgewichtsbedingungen für dessen räumlichen Spannungszustand das Zusammenwirken von Scherspannung in der Klebeschicht und Normalspannung im Messelement formuliert werden. Da die mechanischen Spannungen sowohl von der Koordinate in  $x_1$ - als auch in  $x_2$ -Richtung abhängen, sind

sie auf den gegenüberliegenden Flächen des Volumenelements nicht gleich groß, sondern unterscheiden sich durch infinitesimal kleine Zuwächse [129], wie in Abbildung 3.7(b) zu sehen. Um das Kräftegleichgewicht aufstellen zu können, sind die mechanischen Spannungen mit den zugehörigen Wirkflächen zu multiplizieren. Unter Berücksichtigung der genannten Randbedingungen ergibt sich folgender Zusammenhang für die Schnittstelle zwischen Messobjekt und Zwischenschicht bzw. Messelement und Zwischenschicht:

$$dx_1 \cdot dx_2 \cdot T_{31} = h_B \cdot \underbrace{dx_2 \cdot dT_{1,B}}_{dF_{1,B}}, \quad (3.25)$$

$$0 = dx_1 \cdot dx_2 \cdot T_{31} + h_M \cdot \underbrace{dx_2 \cdot dT_{1,M}}_{dF_{1,M}}. \quad (3.26)$$

Die Längen  $dx_1$  und  $dx_2$  sind infinitesimal kleine Teilabschnitte der jeweiligen Abmessung des betrachteten Elements. Unter der Annahme kleiner Schubwinkel  $\gamma$  gilt  $\tan(\gamma) \approx \gamma$ . Die Schubspannung  $T_{31}$  kann hieraus abgeleitet werden:

$$T_{31} = \frac{\xi_{1,B} - \xi_{1,M}}{h_Z} \cdot G_Z = \gamma \cdot G_Z. \quad (3.27)$$

Über das HOOKEsche Gesetz ( $E \cdot S = T$ ) können aus den Auslenkungen  $\xi_i$  die mechanischen Spannungen in  $x_1$ -Richtung ermittelt werden:

$$T_{1,B,M} = \frac{d\xi_{1,B,M}}{dx_1} \cdot E_{B,M} = S_{1,B,M} \cdot E_{B,M}. \quad (3.28)$$

$E_{B,M}$  und  $G_Z$  sind hierbei die materialabhängigen Parameter, Elastizitätsmodul des Messelements bzw. Messobjekts sowie Schubmodul, der Zwischenschicht. Ersetzt man die Normal- und Schubspannung in Gl. (3.26) durch den Ausdruck der Gleichungen (3.27) bzw. (3.28), so kann eine inhomogene Differentialgleichung zweiter Ordnung aufgestellt werden:

$$\frac{d^2 S_{1,M}}{dx_1^2} - \underbrace{\frac{G_Z}{E_M} \cdot \frac{1}{h_Z \cdot h_M}}_{\equiv a^2} S_{1,M} + \underbrace{\frac{G_Z}{E_M} \cdot \frac{1}{h_Z \cdot h_M}}_{\equiv a^2} \cdot S_{1,B} = 0, \quad (3.29)$$

deren Lösung die in das Messelement übertragene Dehnung beschreibt. Zur Vereinfachung wird der Faktor  $a$  eingeführt. Unter Berücksichtigung der Randbedingung, dass an den Rändern  $x_1 = \pm l_M/2$  keine Dehnung übertragen wird, kann Gl. (3.29) gelöst und eine Dehnungsübertragungsrate  $\beta_M = S_{1,M}/S_{1,B}$  angegeben werden:

$$\beta_M = 1 - \frac{\cosh(a \cdot x_1)}{\cosh(a \cdot l_M/2)}. \quad (3.30)$$

In  $a$  ist der Einfluss der Dicke von Messelement und Zwischenschicht ( $h_M$ ,  $h_Z$ ) sowie des Verhältnisses ihrer elastischen Module ( $G_Z$ ,  $E_M$ ) abgebildet. Je größere Werte  $a$

annimmt, umso steifer ist das Zwischenschichtmaterial bzw. umso dünner sind Element bzw. Zwischenschicht und die Dehnungsübertragungsrate  $\beta_M$  wird erhöht. Der Einfluss von  $a$  auf  $\beta_M$  ist zudem an die Kantenlänge des Elements gekoppelt. Abbildung 3.8 verdeutlicht den Zusammenhang, indem die Änderung der Dehnungsübertragungsrate in Abhängigkeit von  $a$  für verschiedene Positionen auf dem Element dargestellt wird. Die Beschreibung der Dehnungsübertragungsrate basiert, wie eingangs beschrieben, auf einer reinen Zugbelastung in  $x_1$ -Richtung und ist nur gültig für die Annahme eines im Vergleich zum Messelement sehr dicken Messobjekts mit einem hohen E-Modul. Der Einfluss der Zwischenschicht in Abhängigkeit ihrer geometrischen und elastischen Parameter kann so analytisch berechnet und quantifiziert werden.

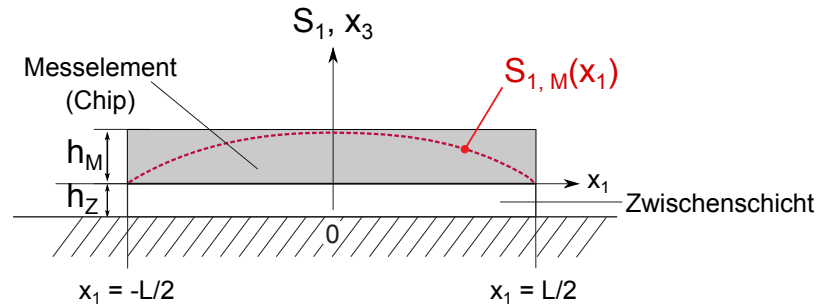
Abbildungen 3.9 und 3.10 zeigen den Verlauf von  $\beta_M$  über dem Messelement in  $x_1$ -Richtung für ausgewählte Geometrie- und Materialwerte. Die in Abbildung 3.7 dargestellte Anordnung liegt den Überlegungen zu Grunde. Im Bereich der Messelementkante ( $x_1 = \pm l_M/2$ ) wird keine Dehnung übertragen, das Maximum ergibt sich in der Messelementmitte ( $x_1 = 0$  mm).

Es wird deutlich, dass mit zunehmender Messelement- bzw. Zwischenschichtdicke die Dehnungsübertragungsrate sinkt. Abhängig von der Position in  $x_1$ -Richtung der integrierten Messwiderstände wird somit eine reduzierte Dehnung im Messelement detektiert. Die Nachgiebigkeit der Zwischenschicht verstärkt diesen Effekt. Je nachgiebiger die Zwischenschicht ist, umso weniger Dehnung wird in das Messelement übertragen. Für ein E-Modul von etwa 3 GPa, wie es bei Epoxidharz auftritt, werden maximal 80 % der Messgröße übertragen. Mit steigender Miniaturisierung des Messelements sinkt somit die resultierende Empfindlichkeit des Messelements. Um dem entgegen zu wirken, sind zwei Maßnahmen möglich:

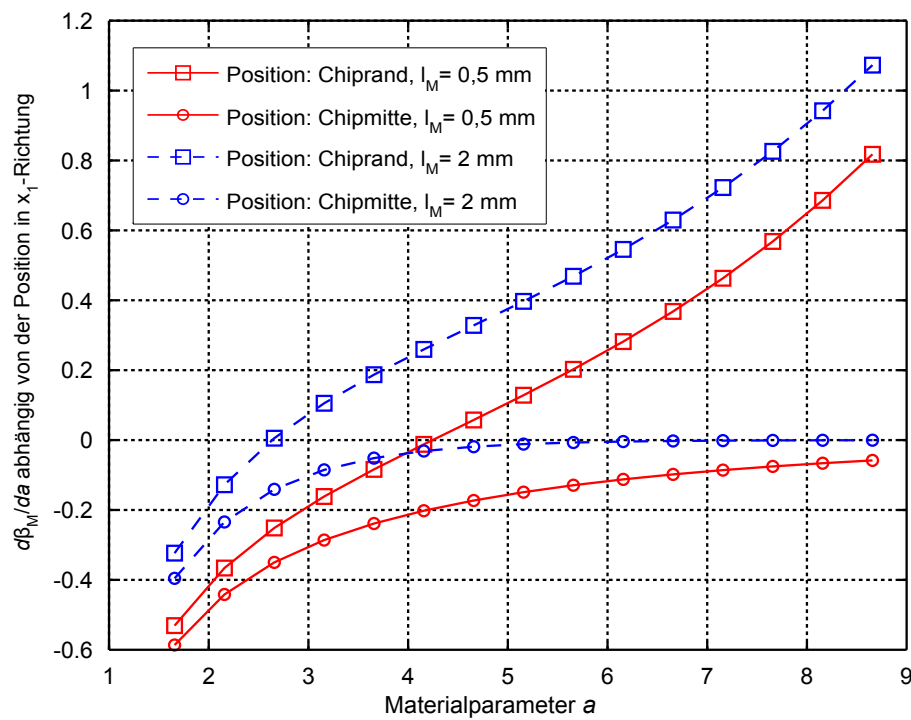
1. Durch Verwendung dünner und schubsteifer Zwischenschichtmaterialien (wie z.B. Glaslot) kann der Miniaturisierungsgrad beibehalten und die theoretische Empfindlichkeit des Messelements ausgenutzt werden (Abb. 3.9(b)).
2. Durch eine Vergrößerung der Kantenlänge des Messelements in Dehnungsrichtung kann erreicht werden, dass der Dehnungseinlauf verkürzt wird (Abb. 3.10). Auch der Einfluss der Zwischenschicht wird durch diese Maßnahme reduziert.

Da die Beträge der elastischen Module von Messobjekt und -element in derselben Größenordnung liegen, ist auch die Untersuchung vergleichsweise dünner Messobjekte interessant. Es muss ein verallgemeinerter Ansatz gefunden werden, in welchem auch der Einfluss von Element und Zwischenschicht auf das Messobjekt berücksichtigt wird.

Nach TIMOSHENKO kann eine Funktion für die im Messobjekt wirkenden Dehnungen formuliert werden, die eine lokale Beeinflussung der Dehnung  $S_{1,B}$  durch das Messele-

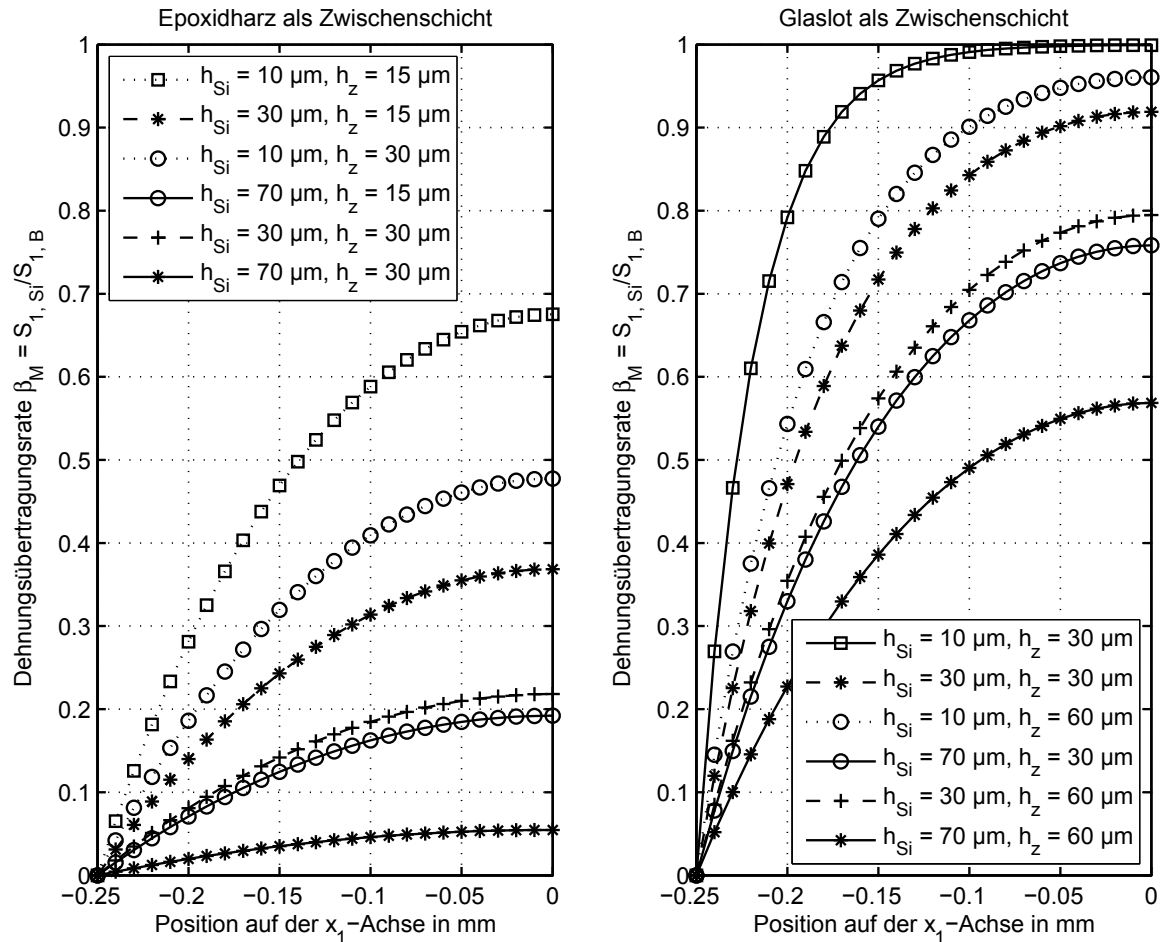


(a) Qualitativer Verlauf der Dehnung  $S_1$  im Messelement

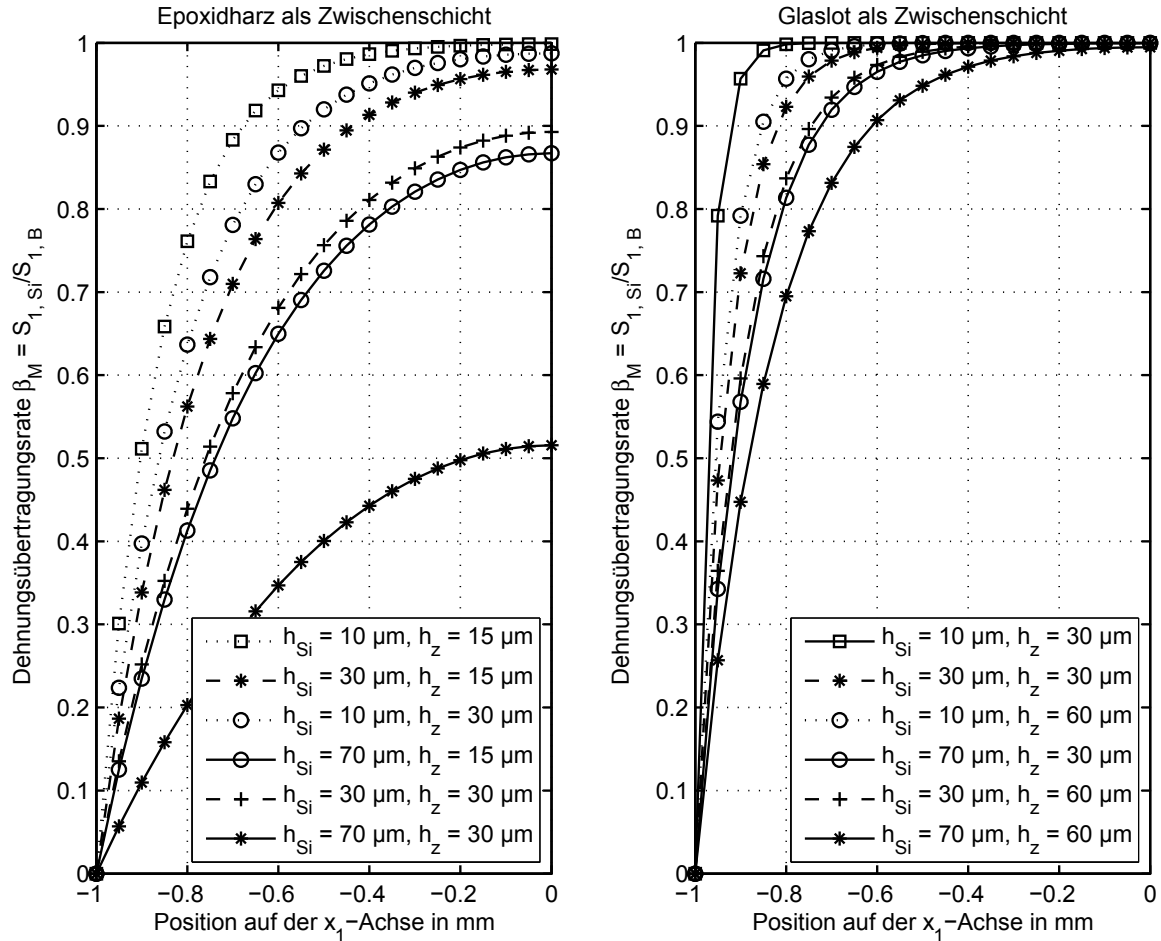


(b) Verlauf der Ableitung der Dehnungsübertragungsrate  $\beta_M$  nach dem Parameter  $a$

**Abb. 3.8:** Untersuchung des Einflusses des Material- und Geometrie abhängigen Parameters  $a$  auf die Dehnungsübertragung. (a) zeigt qualitativ den Dehnungsverlauf  $S_{1,M}(x_1)$  im Messelement. Der Graph in (b) visualisiert die Änderung der Dehnungsübertragungsrate  $d\beta_M/da$  in Abhängigkeit der Kantenlänge sowie der Position auf dem Messelement (Si-Chip). Im Randbereich (Außenkante des Messelements:  $x_1 = -L/2$ ) hat eine Änderung des Parameters  $a$  den größten Einfluss auf die Dehnungsübertragungsrate  $\beta_M$ . Die Detailansicht zeigt den Verlauf der im Messelement wirkenden Dehnung  $S_{1,M}(x_1)$ .



**Abb. 3.9:** Einfluss der Zwischenschicht auf die Dehnungsübertragung für zwei unterschiedliche Zwischenschichtmaterialien (vgl. Gl. (3.30)). Die Elementkantenlänge beträgt 500  $\mu m$ . Der Verlauf der Dehnungsübertragungsrate  $\beta_M$  ist für den Bereich von der linken Elementkante ( $x_1 = -0,25$  mm) bis hin zur Messelementmitte ( $x_1 = 0$  mm) dargestellt.  $h_{Si}$  bezeichnet die Dicke des Messelements,  $h_z$  die Dicke der Zwischenschicht.  $\beta_M$  hat das Maximum in der Messelementmitte. Der Verlauf von  $\beta_M$  ist spiegelsymmetrisch zur  $x_3$ -Achse (vgl. Abb. 3.8(a)).



**Abb. 3.10:** Untersuchung des Einflusses der Zwischenschicht auf die Dehnungsübertragung für zwei unterschiedliche Zwischenschichtmaterialien bei einer Elementkantenlänge von  $2.000 \mu\text{m}$  (s. Gl. (3.30)). Der Verlauf der Dehnungsübertragungsrate  $\beta_M$  ist für den Bereich von der linken Elementkante ( $x_1 = -1 \text{ mm}$ ) bis hin zur Messelementmitte ( $x_1 = 0 \text{ mm}$ ) dargestellt.  $h_{Si}$  bezeichnet die Dicke des Messelements,  $h_z$  die Dicke der Zwischenschicht.  $\beta_M$  hat das Maximum in der Messelementmitte. Der Verlauf von  $\beta_M$  ist spiegelsymmetrisch zur  $x_3$ -Achse (vgl. Abb. 3.8(a)).

ment enthält [121, 130]:

$$S_{1,B} = S_{1,B\infty} - \frac{2}{\pi \cdot E_B} \int_{-L/2}^{+L/2} \frac{T_{13}(x)}{x_1 - x} dx. \quad (3.31)$$

$S_{1,B\infty}$  beschreibt hierbei die Messgröße Dehnung, das Integral den durch das Messelement induzierten Anteil. Der Einfluss der Eigenschaften des Messobjekts kann so in der folgenden Integral-Differentialgleichung beschrieben werden, deren Lösung analytisch nicht mehr möglich ist. Über einen Fourier-Reihenansatz gibt STEHLIN eine Lösung an, deren Koeffizienten über das Verfahren der Punkt-Kollokation aus  $n$  Stützstellen für das jeweilige Schichtsystem berechnet wird [121].

$$S_{1,B\infty} - \frac{2}{\pi \cdot E_B} \int_{-L/2}^{+L/2} \frac{T_{13}(x)}{x_1 - x} dx + \frac{h_Z}{G_Z} \cdot \frac{dT_{13}(x_1)}{dx_1} - \frac{T_{13}(x)}{h_M \cdot E_M} = 0. \quad (3.32)$$

Es ergibt sich, dass mit kleiner werdender Dehnsteifigkeit des Messobjekts  $E_B \cdot A_B$  die Dehnungsübertragungsrate zusätzlich reduziert wird [121].

Um eine Abschätzung der Auswirkungen auf die Dehnungsübertragungsrate für die piezoresistiven Siliziumelemente zu treffen, kann anhand der klassischen Laminattheorie das Schichtsystem im Messelementbereich berechnet und so die Lösung des numerischen Problems in Gl. (3.32) umgangen werden [30].

Die Randeffekte, wie sie in Gl. (3.32) beschrieben sind, werden hierbei vernachlässigt. Die jeweiligen Schichten können für Zugbelastung als eine Parallelschaltung dreier Federn betrachtet werden. So kann eine mittlere Dehnsteifigkeit  $\overline{EA}$  für das System bezogen auf die Dehnsteifigkeit des Messobjekts berechnet werden.

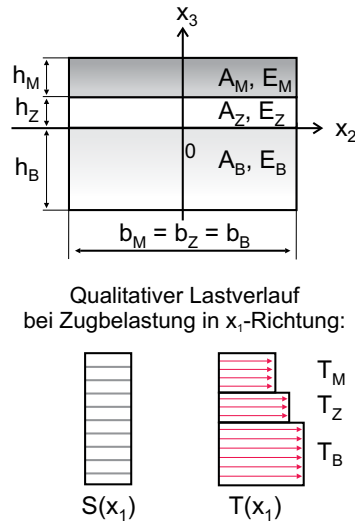
$$\overline{EA} = A_M \cdot E_M + A_Z \cdot E_Z + A_B \cdot E_B \quad (3.33)$$

Über das Verhältnis der E-Module der jeweiligen Teilquerschnitte können die Spannungen der Teilsysteme berechnet werden. Abbildung 3.11 zeigt den Quotienten aus den Spannungen am Messobjekt mit bzw. ohne Messelement. Wie erwartet führt das Messelement lokal zu einer Versteifung und die sich ergebende Spannung im Messobjekt wird hierdurch reduziert.

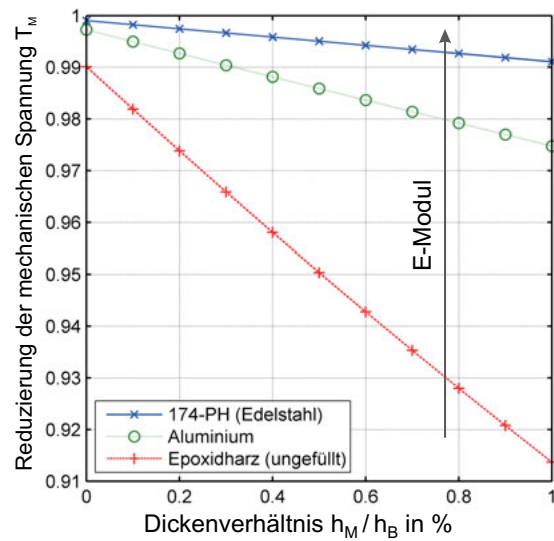
Für die flächige Applizierung der Messelemente können somit folgende Schlussfolgerungen gezogen werden:

1. Durch den hohen E-Modul des Messelements kommt es zu einer Rückwirkung auf das mechanische Verhalten des Messobjekts. Insbesondere bei nachgiebigen oder dünnen Messobjekten kann so eine Reduzierung der Messgröße im einstelligen Prozentbereich auftreten (Abb. 3.11).
2. Durch die Zwischenschicht wird abhängig vom gewählten Materialsystem die Dehnungsübertragungsrate zusätzlich reduziert (Abb. 3.9).





(a) Modell der klassischen Laminattheorie



(b) E-Modulvariation für das Messobjekt

**Abb. 3.11:** Untersuchung des Einflusses der Dehnsteifigkeit des Messobjekts in Abhängigkeit der Messelementdicke auf die Dehnungsübertragung: (a) zeigt die Grundlagen der klassischen Laminattheorie [30], (b) die Reduzierung der mechanischen Spannungen  $T_M$  im Messobjekt für einen uniaxialen Dehnungszustand. Mit größer werdendem Dickenverhältnis  $h_M/h_B$  sinkt die sich ergebende Spannung im Messobjekt.

- Über eine Vergrößerung der Messelementlänge kann jedoch eine vollständige Dehnungsübertragung ( $\beta_M = 1$ ) erreicht werden (Abb. 3.10).
- Um bei einem hohen Miniaturisierungsgrad eine optimale Dehnungsübertragungsrate zu erreichen, ist es sinnvoll, ein Materialsystem mit geringer Nachgiebigkeit für die Zwischenschicht zu wählen.
- Die integrierten Widerstandsgebiete sind symmetrisch und möglichst nah um die Messelementmitte anzuordnen, um die kleinstmögliche Reduzierung der Messgröße durch  $\beta_M$  zu erfahren.

Inwieweit eine Entkopplung der Messplatte von den Applizierungsbereichen (vgl. Abb. 3.6(b)) die Dehnungsübertragung positiv beeinflusst, wird im folgenden Abschnitt im Rahmen einer rechnergestützten Simulation untersucht.

### Rechnergestützte Analyse der Dehnungsübertragung

Um komplexere Strukturen, wie in den Abbildungen 3.6 bzw. 3.12(b) gezeigt, analysieren und die analytische Abschätzung der Rückwirkung des Messelements auf das

Messobjekt aus dem vorherigen Abschnitt überprüfen zu können, wird eine Struktursimulation (Ansys 11 bzw. Ansys Workbench 13) durchgeführt. Das zugrunde liegende mechanische Modell ist der einseitig eingespannte Biegebalken, welcher mit einer Kraft in  $x_3$ -Richtung belastet wird. So wird neben der reinen Verschiebung auch die Schubabsenkung berücksichtigt. Die Kraft wird betragsmäßig so dimensioniert, dass sich im Bereich des Messelements die angestrebte Nenndehnung ergibt. Diese wird aus dem Parameter der Bruchdehnung von Silizium abgeleitet, welche nach [7] bei  $2 \cdot 10^{-3}$  liegt. Mit einer statischen Bruchsicherheit  $S_{\text{Bruch}}/S_{\text{max}} = 400\%$  ergibt sich eine Maximaldehnung von  $5 \cdot 10^{-4}$ . Für die Nenndehnung wird ein weiterer Sicherheitsabstand von 2 berücksichtigt und eine Dehnung in Längsrichtung von  $2,5 \cdot 10^{-4}$  festgelegt. Die relative Widerstandsänderung im Nennfall soll im Bereich von 2 bis 4 % liegen [15, 110]. Die Messelementmitte ist 1,5 mm von der Einspannung entfernt angeordnet, um Nichtlinearitäten der Einspannung nicht ebenfalls zu detektieren. Die im Bereich des Messelements auftretende mittlere Oberflächendehnung ist abhängig von der Messelementlänge. In der Simulation treten im Bereich des Messelements an der Balkenoberfläche Dehnungen in  $x_1$ -Richtung von  $3,8$  bis  $4,6 \cdot 10^{-4}$  auf. Die mittlere, im Messelement auftretende Dehnung ist abhängig von den Eigenschaften der Zwischenschicht und liegt mit  $S_{1,M} \lesssim 3 \cdot 10^{-4}$  im Mittel oberhalb der geforderten  $2,5 \cdot 10^{-4}$ .

Für den theoretischen Übertragungsfaktor wird somit

$$B_0 = \frac{dR/R}{S_N} \geq \frac{2\%}{300 \mu\text{m/m}} = 66,6 \quad (3.34)$$

angestrebt.

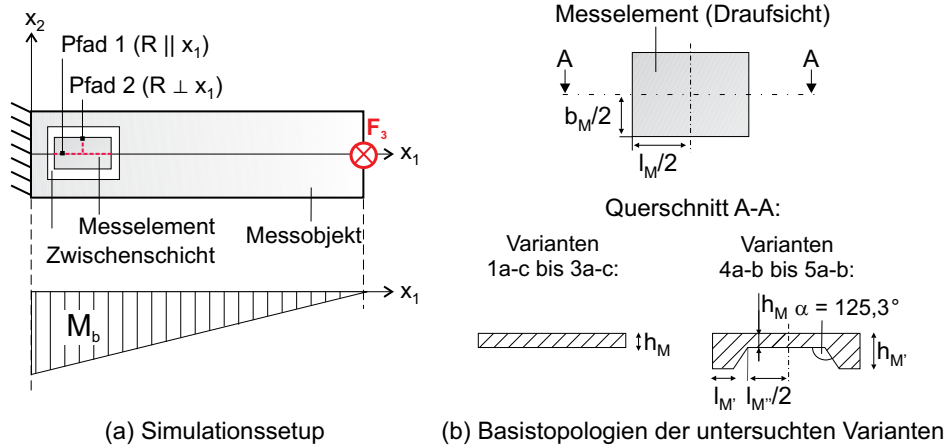
Um den piezoresistiven Längs- und Quereffekt nutzen zu können, sind die Widerstandsgebiete parallel und senkrecht zur Hauptdehnungsrichtung anzuordnen. Mit den in Abschnitt 3.2 festgelegten technologischen Parametern ist die Empfindlichkeit des Widerstandsgebiets an sich festgelegt ( $\pi$ -Koeffizienten). Abhängig von der mechanischen Last ergibt sich ein ebener Spannungszustand im Siliziumelement. Zur Ermittlung der sich ergebenden relativen Widerstandsänderung in Längs- bzw. Querrichtung werden daher zwei Pfade definiert, die in  $x_1$ - bzw.  $x_2$ -Richtung über das Messelement verlaufen (Abb. 3.12). Die relative Widerstandsänderung wird über

$$\frac{dR}{R_0} = \pi_L \cdot T_1 + \pi_Q \cdot T_2 \quad (3.35)$$

für in Längsrichtung orientierte und

$$\frac{dR}{R_0} = \pi_L \cdot T_2 + \pi_Q \cdot T_1 \quad (3.36)$$

für in Querrichtung orientierte Widerstände entlang des jeweiligen Pfades berechnet und in Prozent angegeben. Die piezoresistiven Koeffizienten werden nach [15] mit  $\pi_L = 71,8 \cdot 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$  und  $\pi_Q = -65,2 \cdot 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$  angenommen.



**Abb. 3.12:** Der Struktursimulation zugrunde liegendes Modell. (a) Durch das Ausüben einer Kraft  $F_3 = 10\text{ N}$  wird ein Biegemoment  $M_b$  im Balken hervorgerufen und somit im Messelement die Nenndehnung von ca.  $3 \cdot 10^{-4}$  erzeugt. (b) zeigt die Basistopologien der untersuchten Varianten. Die zugehörigen Abmessungen sind in Tabelle 3.4 aufgeführt.

Insgesamt werden 13 verschiedene Geometrien untersucht und hinsichtlich der sich ergebenden Spannungsverteilung bzw. der relativen Widerstandsänderung verglichen (Variation von  $h_M$ ,  $l_M$ , s. Tab. 3.4 bzw. Abb. 3.12(b)). Als Zwischenschichtmaterialien werden Epoxidharz und Glaslot untersucht. Um die Ergebnisse der analytischen Betrachtung des vorhergehenden Abschnitts zu verifizieren, wird zudem die Schichtdicke der Zwischenschicht in zwei Stufen ( $h_Z = 15\text{ }\mu\text{m}$  bzw.  $h_Z = 30\text{ }\mu\text{m}$ ) variiert. Im Fall von Glaslot wird zusätzlich eine Dicke von  $h_Z = 60\text{ }\mu\text{m}$  untersucht, um die Simulationsergebnisse mit dem realen System vergleichen zu können (vgl. Kap. 4).

Tabelle 3.4 listet die geometrischen Parameter der untersuchten Varianten auf. Die Varianten 4a, 4b, 5a und 5b haben eine von der Zwischenschicht entkoppelte Messplatte, alle anderen Varianten sind vollflächig über eine Zwischenschicht mit dem Messobjekt verbunden. Die Breite sowie die Schrägen der Applikationsbereiche sind so dimensioniert, dass eine Platte der Dicke  $68\text{ }\mu\text{m}$  bzw.  $30\text{ }\mu\text{m}$  und der Länge  $1\text{ mm}$  durch eine nass-chemische Rückseitenätzung eines  $350\text{ }\mu\text{m}$  dicken Wafers realisiert werden kann. Zusätzlich zur Zwischenschichtdicke wird die Breite der Applikationsbereiche in  $x_1$ -Richtung variiert. Ziel ist es wie auch beim analytischen Entwurf, den Einfluss der Geometrieparameter auf die Dehnungsübertragung zu ermitteln und aus dem Verlauf der mechanischen Spannungen die optimale Position der Messwiderstände zu bestimmen. Die relativen Widerstandsänderungen in Abhängigkeit der Orientierung des Widerstands sowie der jeweiligen Messelementgeometrie sind in den Abbildungen 3.13,

**Tabelle 3.4:** Abmessungen der im Rahmen der Struktursimulation untersuchten Sensorvarianten. Es werden nur Länge, Breite sowie Dicke der Elemente variiert. Der Winkel  $\alpha = 125,3^\circ$  der Ätzschräge ist technologiebedingt vorgegeben und wird nicht verändert (Abb. 3.12(b)).

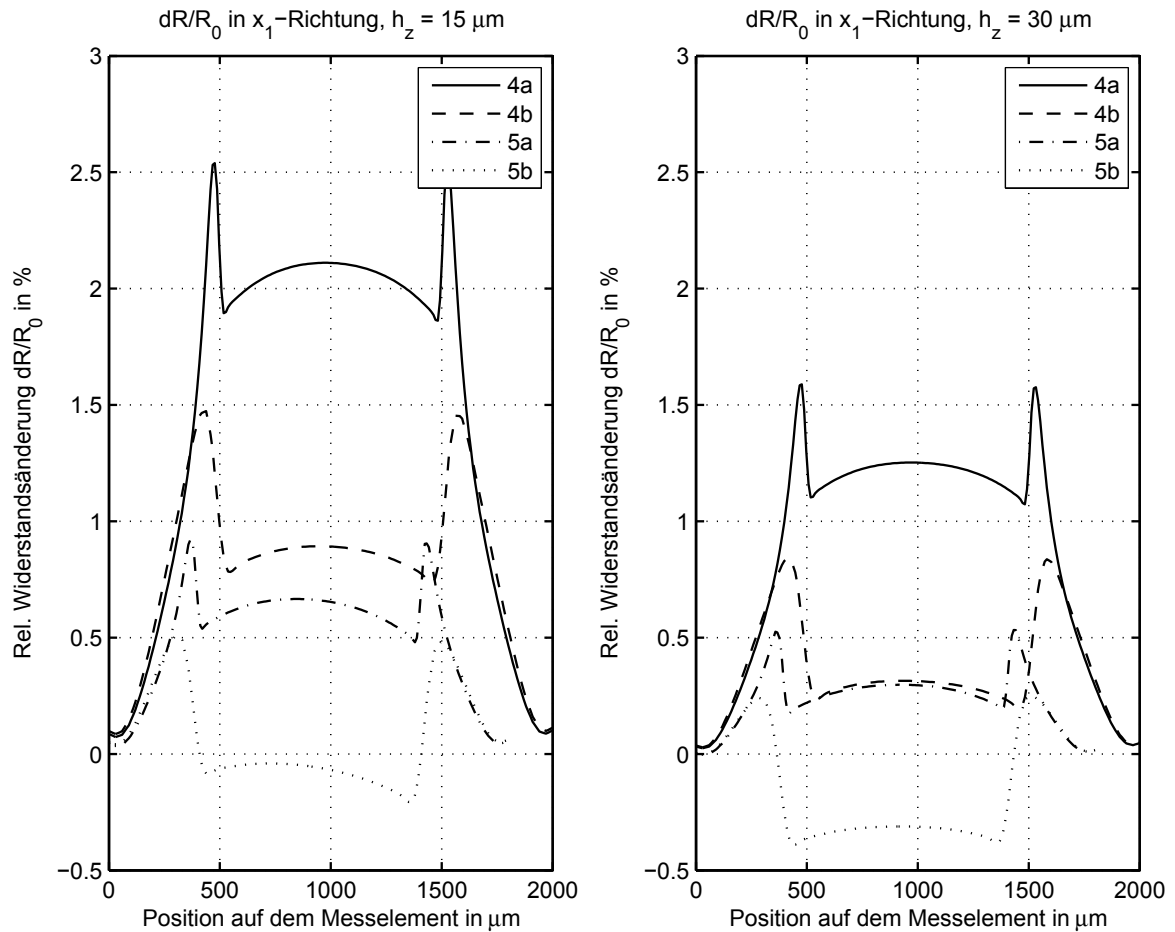
Variante	$h_M$ in $\mu\text{m}$	$l_M$ in mm	$b_M$ in mm	Bemerkung
1a, 1b, 1c	30, 50, 68	0,5	0,5	flächiger Kontakt
2a, 2b, 2c	30, 50, 68	1	1	flächiger Kontakt
3a, 3b, 3c	30, 50, 68	2	1	flächiger Kontakt
4a, 4b	350 (30, 68)	2 (1)	1	Messplatte entkoppelt
5a, 5b	350 (30, 68)	1.8 (1)	1	Messplatte entkoppelt

3.14 sowie 3.15 dargestellt.<sup>1</sup>

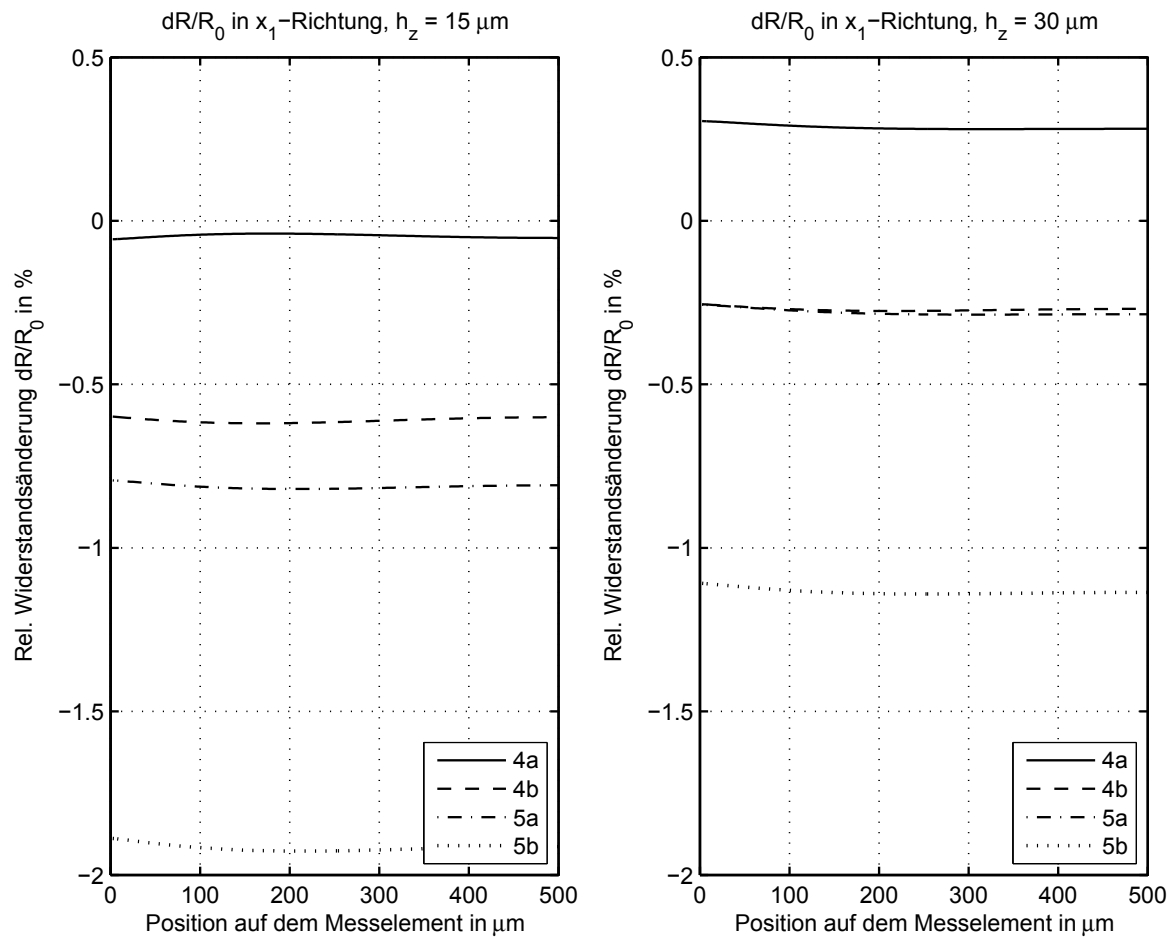
Für die Varianten 4a, 4b, 5a, 5b ergibt sich ein nichtlinearer Verlauf mit zwei symmetrisch um die Messplattenmitte angeordneten Maxima (Abb. 3.13). Dies resultiert aus der Messelementgeometrie (Abb. 3.6(b)). In den Bereichen des Dickensprungs tritt je ein Maximum auf. Durch die Entkopplung der Messplatte reduziert sich die übertragene mechanische Spannung und damit die relative Widerstandsänderung auf etwa 50 % im Vergleich zur vollflächigen Ankopplung. Wird jedoch die Messplattenlänge zwischen den Ankopplungsstegen verringert, so erhöht sich die relative Widerstandsänderung (s. Anhang A). Wird auf eine Zwischenschicht verzichtet bzw. der E-Modul in der Größenordnung des Messelements gewählt, so fällt auf, dass höhere Spannungen als bei vollflächiger Ankopplung in der Messplatte erzeugt werden und die relative Widerstandsänderung absolut um etwa 1 % zunimmt (s. Abb. A.4, Anhang A). Ein Vorteil der Variante 4a liegt in der Richtungsselektivität (Abb. 3.14, linkes Bild). So treten für eine Belastung des Balkens in  $x_3$ -Richtung vernachlässigbare Widerstandsänderungen in Querrichtung auf und die Widerstandsänderung in  $x_1$ -Richtung ist dominant.

Dies kann durch die Erkenntnisse der analytischen Betrachtung erklärt werden. Die Einleitung der Dehnung in das Messelement erfolgt über die Länge  $l_{M'}$  der Ankopplungsstege (Abb. 3.6(b)). Eine Vergrößerung der Strecke  $l_{M'}$  bei gleichbleibender Messelementlänge  $l_M$  hat eine Verlängerung des Bereichs zur Dehnungsübertragung zur Folge. Der zweite Effekt betrifft wieder die Dehnsteifigkeit der Zwischenschicht. Je steifer

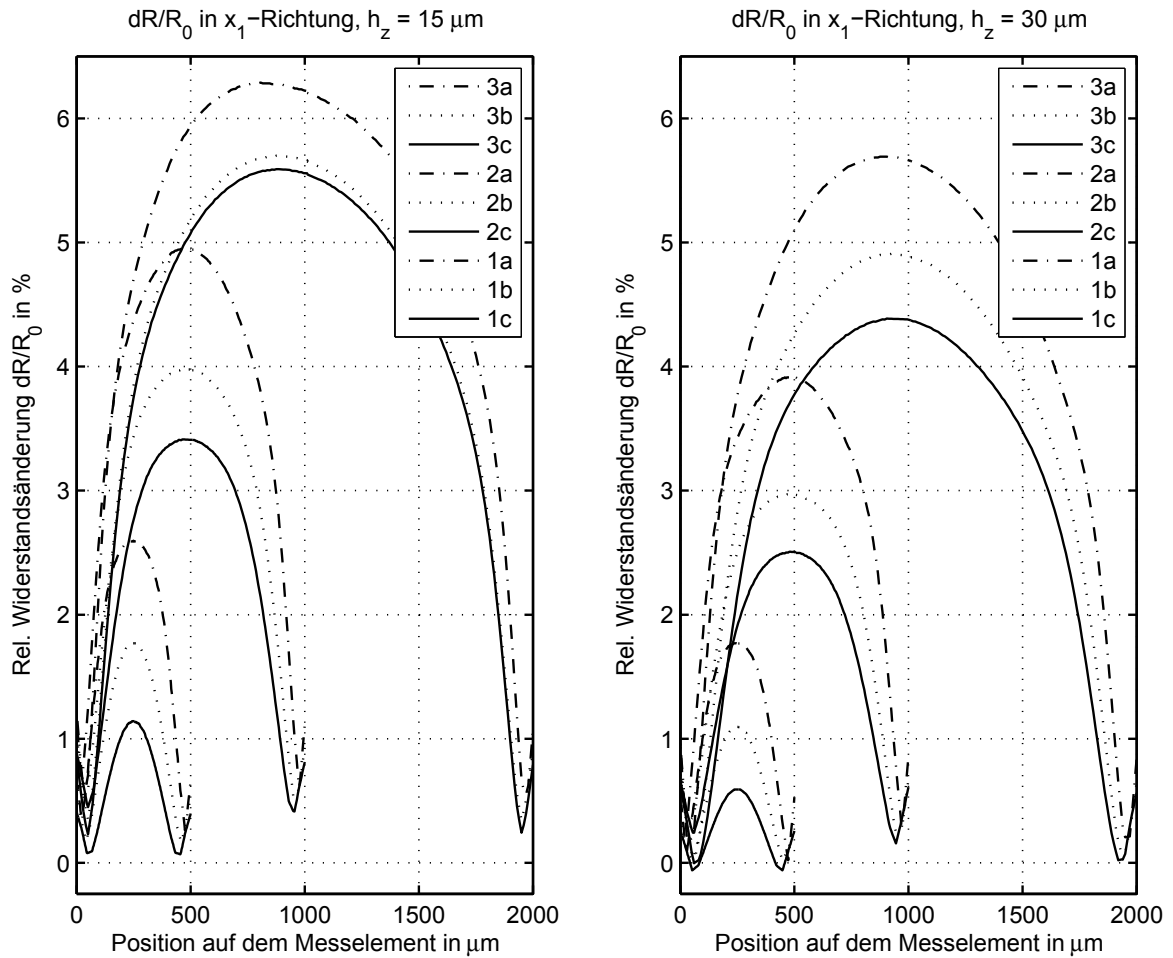
<sup>1</sup>Die Verläufe der relativen Widerstandsänderung für quer zur Hauptrichtung orientierte Widerstandsgebiete ist in den Abbildungen A.2 und A.3 in Anhang A zu finden.



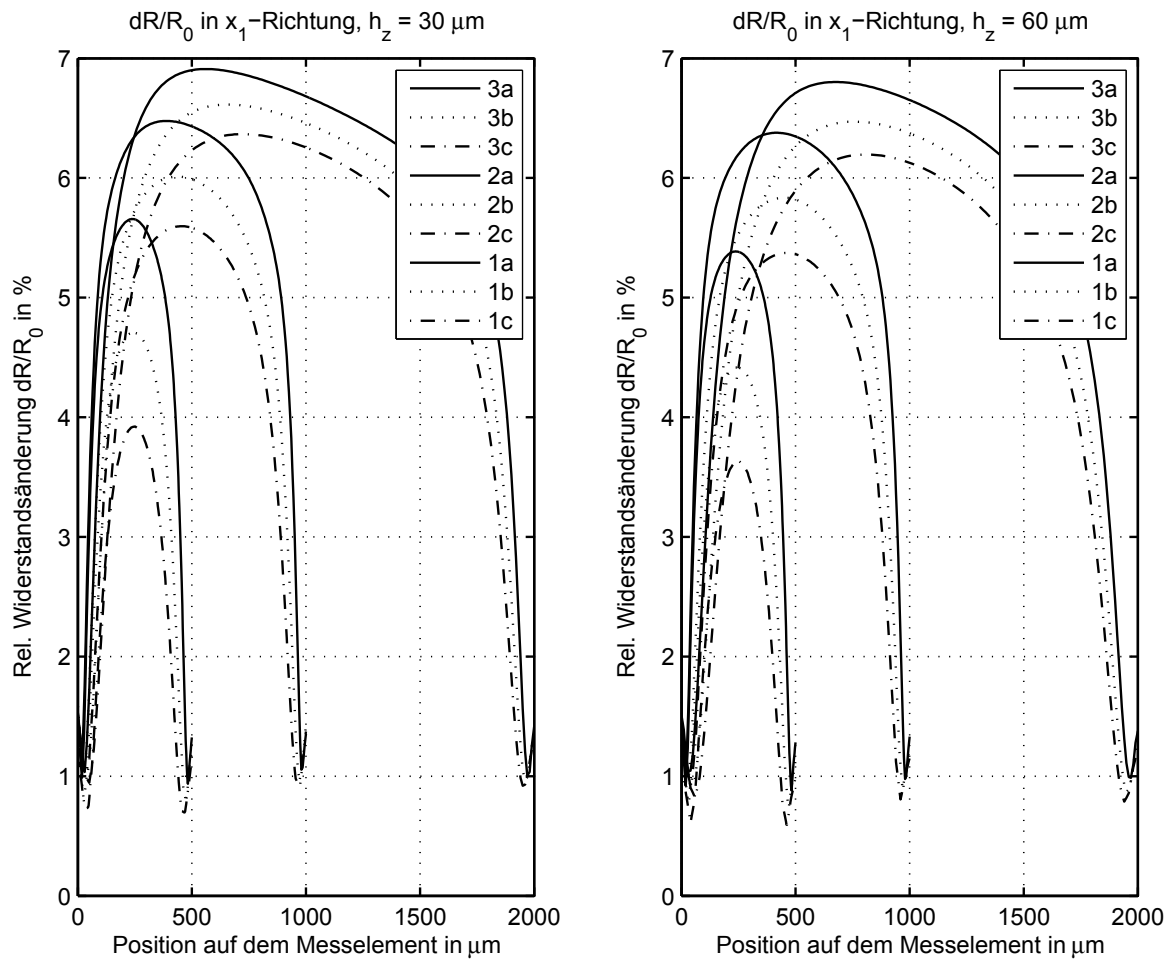
**Abb. 3.13:** Messelemente mit entkoppelter Messplatte: Relative Widerstandsänderung für in *Längsrichtung* orientierte Widerstände für eine Nennkraftbelastung in  $x_3$ -Richtung. Der Pfad verläuft in  $x_1$ -Richtung über das gesamte Messelement (Abb. 3.12(a), Pfad 1). Als Zwischenschichtmaterial wurde *Epoxidharz* angenommen und die Schichtdicke  $h_z$  in zwei Stufen variiert.



**Abb. 3.14:** Messelemente mit entkoppelter Messplatte: Relative Widerstandsänderung für in *Querrichtung* orientierte Widerstände für eine Nennkraftbelastung in  $x_3$ -Richtung. Der Pfad verläuft in  $x_2$ -Richtung von der Außenkante bis zur Messelementmitte (Abb. 3.12(a), Pfad 2). Als Zwischenschichtmaterial wurde *Epoxidharz* angenommen und die Schichtdicke  $h_z$  in zwei Stufen variiert.



**Abb. 3.15:** Vollflächig angekoppelte Messelemente: Relative Widerstandsänderung für in *Längsrichtung* orientierte Widerstände für eine Nennkraftbelastung in  $x_3$ -Richtung. Der Pfad verläuft in  $x_1$ -Richtung über das gesamte Messelement (Abb. 3.12(a), Pfad 1). Als Zwischenschichtmaterial wurde *Epoxidharz* angenommen und die Schichtdicke  $h_z$  in zwei Stufen variiert.



**Abb. 3.16:** Vollflächig angekoppelte Messelemente: Relative Widerstandsänderung für in *Längsrichtung* orientierte Widerstände für eine Nennkraftbelastung in  $x_3$ -Richtung. Der Pfad verläuft in  $x_1$ -Richtung über das gesamte Messelement (Abb. 3.12(a), Pfad 1). Als Zwischenschichtmaterial wurde *Glaslot* angenommen und die Schichtdicke  $h_z$  in zwei Stufen variiert.



die Zwischenschicht ist, umso mehr Dehnung wird übertragen und umso höher ist die relative Widerstandsänderung. Durch die geringen elastischen Module der Zwischenschicht und die geringe Breite der Ankopplungsstege in  $x_1$ -Richtung ist die Dehnungsübertragungsrate im Prozentbereich und die Verformungsenergie wird überwiegend von der Zwischenschicht aufgenommen. Insgesamt bietet diese Variantengruppe keine Verbesserung der Dehnungsübertragung in die Messplatte.

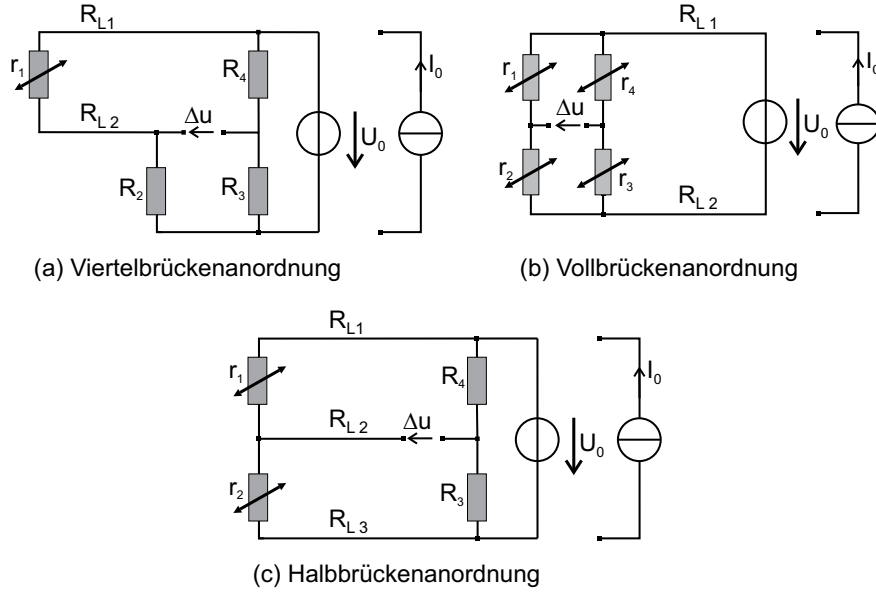
Für die vollflächige Ankopplung des Messelements (Tab. 3.4, Varianten 1a bis 3c) können die Ergebnisse der analytischen Betrachtung bestätigt werden. Mit steigender Messelementlänge bzw. sinkender Messelementdicke erhöht sich die in das Messelement übertragene mechanische Normalspannung und damit die relative Widerstandsänderung. Eine Reduzierung der Zwischenschichtdicke verbessert die Dehnungsübertragung und erhöht somit die relative Widerstandsänderung (Abb. 3.15 bzw. Abb. 3.16 rechtes Bild). Wie erwartet steigt bei der Verwendung schubsteifer Zwischenschichten wie z.B. Glaslot insgesamt die relative Widerstandsänderung und damit die Empfindlichkeit des Messelements (Abb. 3.16). Die Steigungen der Kurven verlaufen steiler und die relative Widerstandsänderung ist auch im Bereich der Messelementkanten erhöht. Auffällig ist auch die Verschiebung der Kurvenschar um bis zu 1% relativer Widerstandsänderung. Dies resultiert aus der hohen Schubsteifigkeit der Zwischenschicht, die zu einer vernachlässigbar kleinen Schubspannung  $T_{31}$  führt. Die mechanische Energie teilt sich somit auf die Hauptspannungsrichtungen auf, die bereits im Randbereich des Messelements auftreten (vgl. Anhang A).

Mit Ausnahme der Varianten 4a und 4b liegt die relative Widerstandsänderung bei den vollflächig angekoppelten Elementen oberhalb der geforderten 2% bei einer Nenndehnung von etwa  $3 \cdot 10^{-4}$  im Bereich des Messelements. Die Position der Widerstandsgebiete sollte symmetrisch um den Bereich der Plattenmitte liegen. Für entkoppelte Platten sind die Widerstandsgebiete im Bereich der Maxima zu platzieren, um möglichst hohe Ausgangssignale zu erhalten.

### 3.3.2 Entwurf des elektrischen Wandlers

Zur Bestimmung der Position und Anzahl der integrierten Widerstandsgebiete ist der sich ergebende Messeffekt am Einzelwiderstand zu berücksichtigen. Die Integration über die Länge  $l_R$  des Widerstandsgebietes der relativen Widerstandsänderung entlang des Simulationspfads liefert so dessen mittlere Empfindlichkeit.

Wie in Abschnitt 2.1 beschrieben erfolgt die Auswertung der Widerstandsänderung üblicherweise in einer WHEATSTONESchen Brückenordnung. Hierbei werden je zwei Widerstände in Reihe und diese wiederum parallel zueinander geschaltet und mit einer

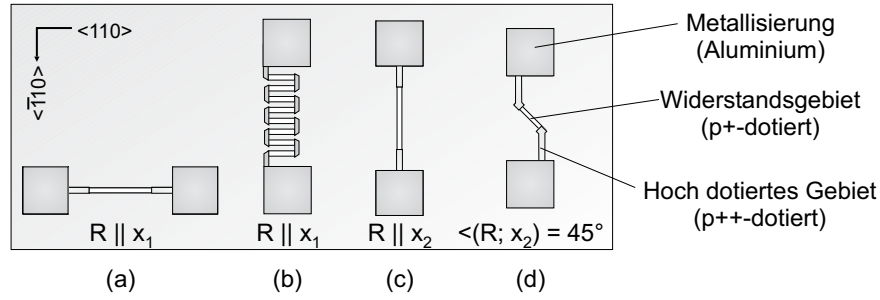


**Abb. 3.17:** Ausgewählte Brückenordnungen für piezoresistive Widerstandsgebiete.  $R_{Li}$  bezeichnet den Leitungswiderstand. Die Anordnungen (a) und (c) haben den Nachteil des nicht kompensierten Temperatureinflusses. Anordnung (b) wird typischerweise bei Silizium-Drucksensoren verwendet.

Konstantquelle  $U_0$  bzw.  $I_0$  versorgt. Die Differenzspannung  $\Delta u = u_S - u_0$  zwischen den Mittenabgriffen des jeweiligen Widerstandspaares wird ausgewertet. Abhängig von der Anzahl der aktiven, d.h. dehnungssensitiven Widerstände, unterscheidet man verschiedene Konfigurationen [1, 4] (Abb. 3.17). Die relative Änderung der Ausgangsspannung ist direkt proportional zur relativen Widerstandsänderung und wird für vier aktive Widerstandsgebiete (Vollbrückenordnung) durch folgenden Zusammenhang näherungsweise beschrieben:

$$\frac{\Delta u}{R_0 \cdot I_0} = \frac{1}{4} \cdot \left( \frac{dR_1}{R_{01}} + \frac{dR_3}{R_{03}} - \frac{dR_2}{R_{02}} - \frac{dR_4}{R_{04}} \right). \quad (3.37)$$

Die Abnahme der Anzahl der aktiven Widerstände bewirkt eine Abnahme der Empfindlichkeit sowie eine Zunahme der Nichtlinearität der Brücke selbst [1, 131]. Neben der mechanischen Messgröße ist bei piezoresistiven Sensoren die Störgröße Temperatur nicht zu vernachlässigen, da sie den Widerstandswert wie auch die Empfindlichkeit deutlich beeinflusst (s. Abschnitt 3.1). Für eine Vollbrückenordnung, d.h. vier aktive Widerstandsgebiete, ist unter der Annahme einer symmetrischen Temperaturlast sowie identischer Temperaturkoeffizienten der Einfluss der Temperaturänderung kompensierbar. Für eine Stromspeisung kann bei geeigneter Dotierung die Tatsache ausgenutzt werden, dass die Temperaturkoeffizienten der  $\pi$ -Koeffizienten sowie der Widerstandsgebiete  $\alpha_R$  sich gegenseitig aufheben und der Temperatureinfluss aufgrund des



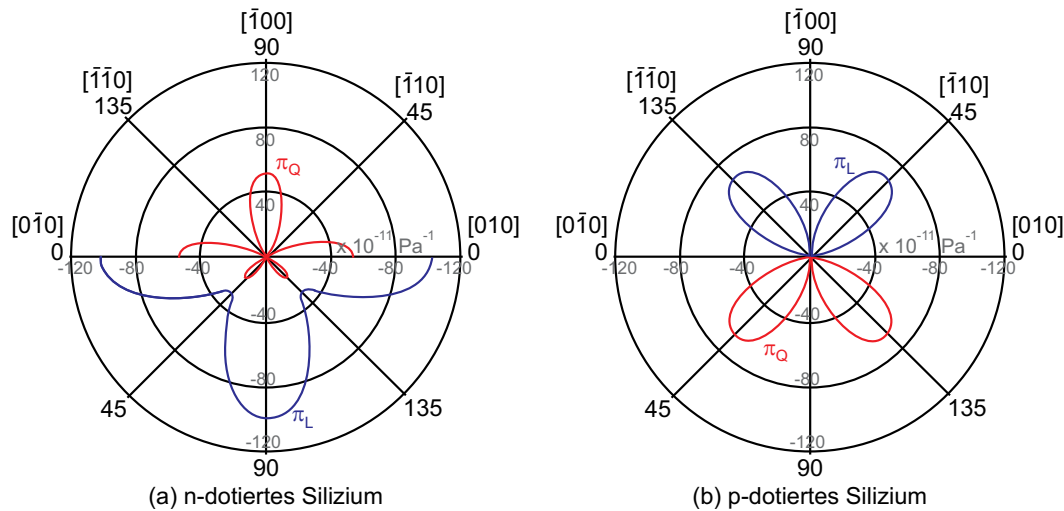
**Abb. 3.18:** Anordnungsmöglichkeiten der Widerstandsgebiete. Die parallel zur  $x_1$ - (a, b) bzw.  $x_2$ -Richtung orientierten Gebiete (c) sind dehnungsempfindlich. Der mäandrierte Verlauf in (b) dient zur Erhöhung des Grundwiderstands. Das im  $45^\circ$ -Winkel orientierte Gebiet (d) ändert sich nur in Abhängigkeit der Temperatur.

symmetrischen Aufbaus der Vollbrückenordnung in erster Näherung kompensiert ist [15, 38, 131]. Da aufgrund von Fertigungstoleranzen die Temperaturkoeffizienten  $\alpha_{R_i}$  der Einzelwiderstände ungleich sind, ergibt sich in linearer Näherung die folgende Ausgangsspannung [38, 113] für den uniaxialen Spannungszustand

$$u_S = \underbrace{K_L \cdot S_1 (1 + \alpha_B \Delta \vartheta) (1 + F_L)}_{\text{Empfindlichkeit}} + \underbrace{u_0 + \alpha_0 \Delta \vartheta \cdot U_0}_{\text{Nullpunkt}}. \quad (3.38)$$

Der Linearitätsfehler  $F_L$  setzt sich hierbei aus einem nichtlinearen Verlauf der  $\pi$ -Koeffizienten, der Brücke selbst sowie der mechanischen Spannungen zusammen [118, 132]. Der Temperaturkoeffizient  $\alpha_B$  fasst die Temperaturabhängigkeit des Widerstands sowie der  $\pi$ -Koeffizienten zusammen,  $\alpha_0$  betrifft den Nullpunkt. Bei einer Toleranz des Grundwiderstands eines der Widerstandsgebiete von 1 % beträgt der Linearitätsfehler bereits 0,01 % [38]. Aus den Betrachtungen zur Widerstandskonfiguration können folgende Schlussfolgerungen gezogen werden:

- Eine stromgespeiste Vollbrückenordnung bietet den Vorteil, dass in linearer Näherung der Temperatureinfluss kompensiert und die Nichtlinearität der Brücke vernachlässigbar sind, wenn die Fertigungstoleranzen klein genug gewählt werden. Abhängig von den Abmessungen der Widerstandsgebiete kann so nahezu punktuell die Dehnung erfasst werden.
- Die Anordnung der Widerstandsgebiete kann längs und quer zur Hauptdehnungsrichtung erfolgen, da  $\pi_L \approx -\pi_Q$  gilt (Abb. 3.18(a), (c)). Abhängig von der Orientierung ändert sich das Vorzeichen der Widerstandsänderung (Abb. 3.15 bzw. Abb. A.2 im Anhang A).
- Zur Erhöhung des Grundwiderstands auf kleinem Raum kann das Widerstandsgebiet auch in parallel angeordnete Teilstücke aufgeteilt werden, die durch die

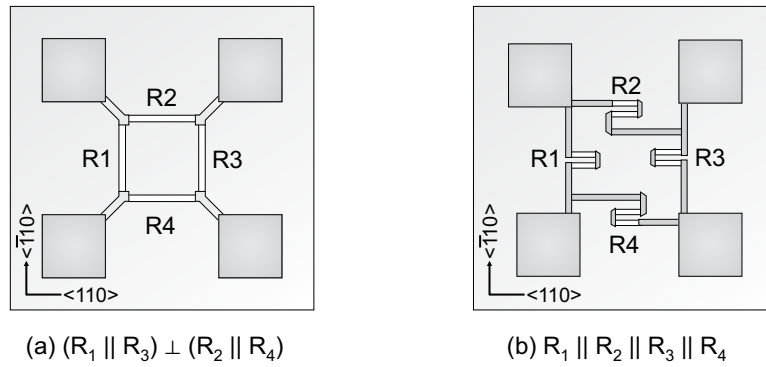


**Abb. 3.19:** Anisotrope Verteilung der piezoresistiven Koeffizienten bei Raumtemperatur in der (100)-Ebene nach KANDA [10, 119]. Die konzentrisch angeordneten Kreise kennzeichnen den Betrag der  $\pi$ -Koeffizienten. Die sich kreuzenden Linien markieren die Kristallorientierung. Für geringe Dotierungskonzentrationen im Bereich von  $10^{-12} \text{ /cm}^3$  geben die beiden Diagramme zuverlässig die piezoresistiven Koeffizienten an [10].

Metallisierung kontaktiert sind (Abb. 3.18(b)).

- Um zusätzlich den Temperaturgang nahe an der Messstelle zu erfassen, sind konstruktiv gesehen zwei Varianten denkbar. Zum einen, wie in der Silizium-Drucksensorik üblich, kann eine Diode zusätzlich in Reihe zu einem der Kontaktpads geschaltet werden. Zum anderen ist es möglich ein Widerstandsgebiet diagonal ( $45^\circ$ -Winkel) und somit in  $(0\bar{1}0)$ -Richtung anzuordnen (Abb. 3.18(d)). Durch die Richtungsabhängigkeit der Piezoresistivität ändert sich dieser Widerstand ausschließlich in Folge der Temperatur (Abb. 3.19(b)). Bei Stromspeisung besteht eine weitere Möglichkeit zur Temperaturmessung, indem die Änderung des Brückeninnenwiderstandes in Folge der Temperaturänderung detektiert wird.

Zur Realisierung einer Vollbrücke existieren grundsätzlich wieder zwei Möglichkeiten, die Widerstandsgebiete anzuordnen. Bei der ersten sind die Widerstandsgebiete in gleicher Orientierung (Abb. 3.20(b)), bei der zweiten Variante sind die Widerstandsgebiete paarweise senkrecht zueinander angeordnet (Abb. 3.20(a)). Die beiden Varianten werden hinsichtlich zweier Spannungszustände qualitativ untersucht. Der erste Fall ist ein uniaxialer Spannungszustand, wie er beim BERNOULLI-Balken oder der Vier-Punkt-Biegeanordnung (s. Kapitel 4) auftritt. Bei der ersten Variante ändern sich die Widerstände  $R_1$  und  $R_3$  bzw.  $R_2$  und  $R_4$  jeweils gegenläufig. Die elektrischen Span-



**Abb. 3.20:** Topologien der Widerstandsgebiete für eine Vollbrückenordnung. Bei (a) sind die Widerstandsgebiete paarweise senkrecht zueinander angeordnet. Bei (b) haben alle Widerstände die gleiche Orientierung (vergleichbar mit einer Druckmessplatte).

nungsänderungen addieren sich und sind proportional zur wirkenden Dehnung (vgl. Gl. (3.37)). Bei der zweiten Variante heben sich die relativen Widerstandsänderungen auf, da sich aufgrund der gleichen Ausrichtung alle Widerstandsgebiete gleichartig ändern. Für einen uniaxialen Spannungszustand ist diese Konfiguration nicht empfehlenswert. Für einen biaxialen Spannungszustand, wie er z.B. bei der hydrostatischen Belastung einer Druckmessplatte auftritt, bildet diese Anordnung die wirkende Dehnung in einer dazu proportionalen relativen Widerstandsänderung ab [110, 133]. Im Umkehrschluss ist die erste Variante nicht geeignet, diesen Spannungszustand abzubilden. Da in den betrachteten Anwendungsfällen der uniaxiale Zustand auftritt, wird die erste Variante für die Realisierung ausgewählt. Die resultierende Empfindlichkeit kann für die gewählte Vollbrückenkonfiguration über

$$B_0 = \frac{\Delta u / (R_0 \cdot I_0)}{S_1} = 1 + \nu_{12,M} + \frac{E_M}{2} \cdot (\pi_L - \pi_Q) \approx \frac{E_M \cdot \pi_{44}}{2} \quad (3.39)$$

berechnet werden. Der Quantifizierung der minimal detektierbaren Dehnung ist der nun folgende Abschnitt gewidmet.

### 3.4 Rauschen piezoresistiver Silizium-Sensoren

Durch das *Rauschen* werden statistische Schwankungen des Sensorausgangssignals beschrieben, welche u.a. die minimal detektierbare Dehnung piezoresistiver Sensoren bestimmen [10, 113, 115]. Zur Quantifizierung der Schwankungen wird üblicherweise die spektrale Leistungsdichte des Ausgangssignals eines mechanisch unbelasteten Sensors betrachtet. Sie entspricht der Rauschleistungsdichte  $L_n$  des piezoresistiven Sensors

(Herleitung s. Anhang B). Durch die Integration des Rauschleistungsdichtespektrums  $L_n$  über den Arbeitsfrequenzbereich kann der Betrag der effektiven Rauschspannung  $u_n$  ermittelt werden, welcher der Ausgangsspannung des Sensors überlagert ist:

$$u_n^2 = \int_{f_{\min}}^{f_{\max}} L_n df. \quad (3.40)$$

Der Rauschprozess wird im Fall piezoresistiver Sensoren hinsichtlich zweier physikalischer Phänomene klassifiziert [10, 66]:

**Thermisches oder JOHNSON-Rauschen** Der piezoresistive Widerstand wirkt hierbei als thermische Rauschquelle [134, 135]. Die Rauschleistungsdichte  $L_{n,J}$  einer thermischen Rauschquelle wird über folgende Formel berechnet:

$$L_{n,J} = 4 \cdot k_B \cdot \vartheta \cdot R. \quad (3.41)$$

Neben der BOLTZMANN-Konstante  $k_B$  ist der Beitrag durch den Widerstandswert sowie die am Widerstand wirkende Absoluttemperatur zu berücksichtigen. Das heißt, dass JOHNSON-Rauschen materialunabhängig ist und nur durch thermische Schwingungen bestimmt wird. Für die sich in Folge der Rauschspannung ergebende minimal detektierbare Dehnung folgt

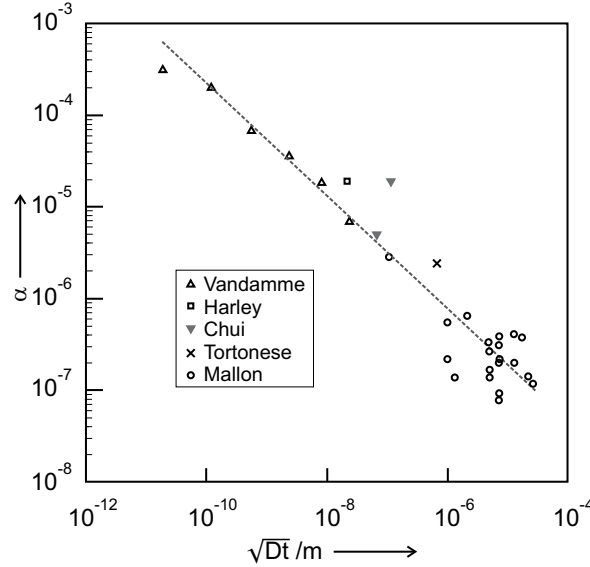
$$S_{1\min,J} = \frac{\sqrt{4 \cdot k_B \cdot \vartheta \cdot R \cdot (f_{\max} - f_{\min})}}{U_0 \cdot K_L}, \quad (3.42)$$

wobei  $K_L$  die Empfindlichkeit des Sensors (Einzelwiderstand) und  $U_0$  dessen Betriebsspannung beschreibt [66]. Der Term  $u_J^2 = 4 \cdot k_B \cdot \vartheta \cdot R \cdot (f_{\max} - f_{\min})$  ist hierbei die sich ergebende Rauschspannung für den Fall des JOHNSON-Rauschens.

**Farbiges oder HOOGE-Rauschen** Bei Halbleitern tritt ein farbiges, also frequenzabhängiges Rauschen auf, dessen Rauschleistungsdichte proportional zum Kehrwert von  $f^n$  verläuft. Die genaue Ursache der stochastischen Leitfähigkeitsfluktuationen ist bisher ungeklärt. In der Literatur sind zwei Erklärungsansätze beschrieben [10]:

- stochastische Schwankungen der Equilibriumstemperatur und damit der Ladungsträgerdichte innerhalb des Materials [136, 137] oder aber
- Potentialschwankungen an der Oberfläche sind verantwortlich für den frequenzabhängigen Verlauf des Spektrums [138, 139].

Für inhomogen dotiertes Silizium nimmt der Parameter  $n$  Werte zwischen 0,9 und 1,2 an und der Prozess wird als 1/f- bzw. HOOGE-Rauschen bezeichnet [10, 136, 140]. Es ist



**Abb. 3.21:** Approximierter Verlauf des HOOGE-Koeffizienten  $\alpha$  in Abhängigkeit von der Diffusionslänge  $\sqrt{Dt}$  [135]. Die Werte wurden von verschiedenen Arbeitsgruppen für inhomogen dotierte Sensoren ermittelt. Mit zunehmender Tiefe sinkt der Wert des Koeffizienten und steigt die Güte des Gitters.

im niederfrequenten Bereich bis maximal 1 kHz dominant und seine Rauschleistungsdichte  $L_{n,H}$  erhöht sich mit steigendem Betriebsstrom  $I_0$  bzw. steigender Betriebsspannung  $U_0$ :

$$L_{n,H} = \frac{\alpha \cdot U_0^2}{N} \cdot \frac{1}{f^n}. \quad (3.43)$$

Aus der empirisch ermittelten Formel folgt, dass eine quadratische Abhängigkeit von der Betriebsspannung  $U_0$  bzw. dem Betriebsstrom  $I_0$  vorliegt. Der Parameter  $N$  bezeichnet die Anzahl der beteiligten Ladungsträger und kann aus dem Produkt von Dotierungsdichte (Dotierungskonzentration  $N_A$ ) und Widerstandsvolumen berechnet werden.  $\alpha$  ist der so genannte HOOGE-Koeffizient, ein dimensionsloser Faktor, welcher vom Annealingprozess abhängt und ein Maß für die Qualität der Dotierung darstellt [10, 141]. Für große Diffusionslängen  $\sqrt{Dt} \geq 10^{-8}$  m und hohe Dotierungskonzentrationen ( $N_A \geq 10^{18} \text{ cm}^{-3}$ ) liegt  $\alpha$  bei etwa  $1,5 \cdot 10^{-6}$  [66, 135, 136, 141]. Hierbei ist zu berücksichtigen, dass ein Kompromiss zwischen erreichbarer Sensorempfindlichkeit, also dem Wert der  $\pi$ -Koeffizienten, und auftretender Rauschspannung gefunden werden muss. Mit einer Reduzierung der Rauschspannung durch die Erhöhung der Diffusionslänge geht auch eine Reduzierung der Beträge der  $\pi$ -Koeffizienten und damit eine Empfindlichkeitseinbuße einher [10, 140].

Die quadratische Rauschspannung, die aus dem frequenzabhängigen Rauschen abgeleitet werden kann, beträgt hierbei  $u_H^2 = \alpha/N \cdot U^2 \cdot \ln(f_{\max} - f_{\min})$ . Der Beitrag durch das 1/f-Rauschen zur minimal detektierbaren Dehnung wird folgendermaßen beschrieben:

$$S_{1\min,H} = \frac{\sqrt{\alpha/N \cdot \ln(f_{\max}/f_{\min})}}{K_L}. \quad (3.44)$$

Da beide Anteile unkorreliert sind [10], ergibt sich die insgesamt auftretende effektive Rauschspannung aus der quadratischen Summe der beiden Anteile  $u_J$  und  $u_H$ :

$$u_n = \sqrt{u_J^2 + u_H^2}. \quad (3.45)$$

Aus der Betrachtung des Rauschens piezoresistiver Dehnungssensoren können zwei Schlussfolgerungen gezogen werden:

1. Die Messung der Rauschleistungsdichte liefert die durch Rauschprozesse hervorgerufene Ausgangsspannung des Sensors, welche als Eigenstörung zufälligen Charakters eingeordnet und somit als der Anteil der Eigenstörungen zum zufälligen Fehler  $F_Z = u_n/u_N$  quantifiziert werden kann [113].
2. Es lässt sich die minimal detektierbare Dehnung eines piezoresistiven Sensors über

$$S_{1,\min} = \frac{\sqrt{(4 \cdot k_B \cdot \vartheta \cdot R \cdot (f_{\max} - f_{\min})) + (\alpha/N \cdot U_0^2 \cdot \ln(f_{\max}/f_{\min}))}}{U_0 \cdot K_L} \quad (3.46)$$

ableiten.

Mit den eingangs genannten Herstellungsparametern ergibt sich somit die theoretische Auflösungsgrenze von  $S_{1,\min} \approx 0,11 \cdot 10^{-8}$  für den Bereich  $10^{-3} \text{ Hz} \dots 1 \text{ kHz}$ . Im Vergleich hierzu beträgt die theoretische Auflösungsgrenze eines Metallfilm-DMS ( $R_0 = 120 \Omega$ ,  $K_L \approx 2$ ,  $U_0 = 2 \text{ V}$ ) bei Raumtemperatur  $S_{1,\min} \approx 2,41 \cdot 10^{-10}$ .

## 3.5 Schlussfolgerungen aus dem Entwurf

Zu Beginn des Kapitels wurden die vier wesentlichen Entwurfsziele:

- niedrige Messunsicherheit:  $F \Rightarrow \min$ ,
- hohe Empfindlichkeit:  $B_S = \frac{u_N}{S_N} \Rightarrow \max$ ,
- geringe Rückwirkung auf das Messobjekt sowie eine optimale Dehnungsübertragung:  $\beta_M \Rightarrow 1$  und
- hoher Miniaturisierungsgrad für punktuelle Dehnungsmessung:  $l_M, b_M \Rightarrow \min$ ,



vorgestellt, welche als Kriterien zur Bewertung der Varianten herangezogen werden können. Technologiebedingt ist bei inhomogen dotiertem Silizium ein hoher Miniaturisierungsgrad erreichbar. Die elastomechanischen Eigenschaften von Silizium, Zwischenschicht und Messobjekt führen allerdings dazu, dass mit kürzer werdender Messelementlänge die Dehnungsübertragungsrate sinkt. Dieser Zusammenhang wurde durch ein analytisches Modell am Beispiel eines uniaxialen Dehnungszustandes beschrieben und die Dehnungsübertragungsrate  $\beta_M$  als Parameter für plattenartige Dehnungsmesselemente eingeführt. Im Rahmen einer numerischen Struktursimulation wurde das analytische Modell bestätigt sowie das Übertragungsverhalten einer weiteren Variantengruppe untersucht. Aus der Untersuchung des mechanischen Übertragungsverhaltens können die folgenden Schlüsse gezogen werden:

1. Bei Zwischenschichtmaterialien mit kleinem Schub- bzw. E-Modul sind dünne Messplatten im Bereich  $10\text{ }\mu\text{m}$  sowie Kantenlängen  $\geq 2\text{ mm}$  anzustreben, um das Kriterium  $\beta_M = 1$  zu erfüllen.
2. Um bei hohem Miniaturisierungsgrad ( $l_M < 2\text{ mm}$ ) eine hohe Dehnungsübertragung zu erreichen, sind Zwischenschichten von geringer Dicke und hohem Schub- bzw. E-Modul einzusetzen.
3. Der hohe E-Modul von Silizium führt im Anwendungsfall zu einer lokalen Versteifung des Messobjekts, welche dessen Verformungsverhalten verfälschen kann. Durch die Reduzierung der Dicke des Messelements kann dieser Einfluss jedoch verringert werden.
4. Eine Entkopplung der Messplatte (Variantengruppe B) bringt keine Vorteile für die Erhöhung der Dehnungsübertragungsrate  $\beta_M$ , sondern führt im Fall nachgiebiger Zwischenschichten sogar zu einer Reduzierung im Bereich der Messelementmitte. Die Messwiderstände sind daher im Bereich der Maxima anzuordnen, um die erforderliche relative Widerstandsänderung im Nennfall zu erreichen.

In der Realität werden die Übertragungseigenschaften des Messelements durch systematische und zufällige Fehler verfälscht. Im Rahmen des Entwurfs wurde die Nichtlinearität stellvertretend für die systematischen Fehler betrachtet. Sie wird einerseits von der Fertigungstechnologie, andererseits durch die Topologie des elektrischen Wandlers beeinflusst. Als dominante Störgröße wirkt die Temperatur. Durch eine geeignete Wahl der Dotierungskonzentration  $N_A$  können die Temperaturkoeffizienten reduziert werden [10, 118]. Die Verschaltung der Widerstandsgebiete zu einer stromgespeisten Vollbrücke ermöglicht zudem die Minimierung der Brückennichtlinearität.

Eine weitere temperaturinduzierte Störgröße folgt aus der Fehlanpassung der thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Substrat (Stahl), Zwischenschicht (Glaslot, Polymer) und Messelement (Silizium). Hierdurch werden thermo-mechanische Spannun-

gen hervorgerufen, die zu einer Verstimmung der Messbrücke führen. Dies lässt sich nur vermeiden, wenn Messelement, Zwischenschicht und Messobjekt einen vergleichbaren Temperatúrausdehnungskoeffizienten aufweisen bzw. mechanisch spannungsfrei appliziert werden können, wie es in der Drucksensortechnik bereits erfolgt. Dies widerspricht aber dem Ziel des universal einsetzbaren Silizium-Messelements. Die Erfassung der Temperatur an der Messstelle ermöglicht daher die Reduzierung der temperaturbedingten Fehlereinflüsse, indem über eine geeignete Signalverarbeitung der Kennlinienverlauf korrigiert werden kann.

Die in der Variantengruppe B untersuchte Topologie mit entkoppelter Messplatte (Abb. 3.6(b)) kann zudem Vorteile bringen, da die Messplatte von der Klebestelle selbst entkoppelt ist. So wird in [12] beschrieben, dass bei auf Stahl applizierten Silizium-Drucksensoren mit Glasgegenkörper der Einfluss thermo-mechanischer Spannungen in der Messplatte durch einer Vergrößerung der Dicke des Glasgegenkörpers reduziert werden können. Eine Vergrößerung der Höhe  $h_B$  der Applikationsbereiche kann vergleichbare Ergebnisse bringen. Ob die Schlussfolgerungen der Untersuchungen in [12] auf die Variantengruppe B übertragen werden können und nicht zu starken Einbußen bei der Dehnungsübertragung führen, sollte in zukünftigen Arbeiten noch untersucht werden.

Der durch die elastomechanischen Eigenschaften von Zwischenschicht und Substrat hervorgerufene Hysteresefehler sowie sich ergebende Kriechvorgänge werden durch das beschriebene Modell nicht abgebildet. Hierzu kann das in [122] vorgestellte Modell, welches das Kriechverhalten applizierter Metallfilm-DMS beschreibt, als Basis herangezogen werden. Zur Vorhersage der systematischen Fehler für Glaslot bzw. Epoxidharz als Zwischenschicht kann zudem auf Untersuchungen zur Applizierung homogen dotierter Dehnungsmesselemente zurückgegriffen werden [142]. Hierbei wurden die sich ergebenden Hysteresefehler halbleitender Dehnungsmesselemente verglichen, die aufgeklebt bzw. aufgeglast wurden. Im Fall der aufgeglasten Elemente verringerte sich die Hysterese um  $\geq 50\%$ .

Die zufälligen Fehler können anhand des Rauschens der Sensoren berücksichtigt werden. Auch hier kann über die geeignete Wahl der Dotierungskonzentration und -art ein Kompromiss zwischen ausreichender Empfindlichkeit und geringer effektiver Rauschspannung gefunden werden [66, 135].

Neben den elektromechanischen Eigenschaften sind die Einsatzgrenzen, also die Maximaldehnung der Dehnungsmesselemente von Interesse. Die Belastbarkeit von Silizium wurde in der vorliegenden Arbeit anhand der in [7] beschriebenen Maximalspannung von 300 MPa berücksichtigt. Die Annahme eines Überlastschutzes und Sicherheitsfaktors führt zur Nenndehnung von  $2,5 \cdot 10^{-4}$  für die Messelemente. Nach KIESEWETTER

nimmt die Bruchspannung jedoch höhere Werte an und beträgt 3 GPa [143]. Für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von  $10^{-6}$  empfiehlt er eine Maximalspannung von 580 MPa. Dies korreliert mit einer theoretischen Maximaldehnung von  $3,5 \cdot 10^{-3}$  für das Silizium-Dehnungsmesselement. Unter Berücksichtigung dieses Wertes könnten zukünftig auch höhere Dehnungen im Nennbereich zugelassen werden, was allerdings messtechnisch zu untersuchen ist.



## 4 Präparation und messtechnische Untersuchung der Siliziumelemente

Um die Schlussfolgerungen des Entwurfs (Kap. 3) belegen zu können, werden vier Silizium-Messelementvarianten bei einem kooperierenden Institut (Forschungsinstitut für Mikrosensorik und Photovoltaik, CiS GmbH, Erfurt) präpariert (Abb. 4.1). Den Ergebnissen des Entwurfs entsprechend hat insbesondere die Zwischenschicht einen großen Einfluss auf das Übertragungsverhalten, weshalb zwei verschiedene AVT-Konzepte untersucht werden. Tabelle 4.1 gibt eine Übersicht über die Parameter Abmessung, Widerstandskonfiguration, erwartete Empfindlichkeit  $B_0$  sowie der mittleren Dehnungsübertragungsrate  $\bar{\beta}_M$ . Zur Berechnung von  $\bar{\beta}_M$  wird bei den Varianten 1a-1c bzw. 2a-2c über die Widerstandslänge integriert, bei den Varianten 3a-3c über die gesamte Chiplänge. Es wird erwartet, dass bei der Verwendung einer Glaslot-Zwischenschicht die Empfindlichkeit höhere Beträge als bei aufgeklebten Elementen annimmt und der Hysteresefehler im Vergleich geringer ausfällt. Hierzu werden die Varianten 1a-1c, 2a-2c sowie 4a messtechnisch untersucht, was im nun folgenden Kapitel beschrieben wird.

Im Folgenden wird zunächst die Präparation der Elemente skizziert. Darauf aufbauend werden verschiedene Aufbau- und Verbindungstechniken diskutiert und zwei zu vergleichende Fügeverfahren ausgewählt. Anschließend wird das Übertragungsverhalten der Elemente charakterisiert und mit den Entwurfsergebnissen verglichen.

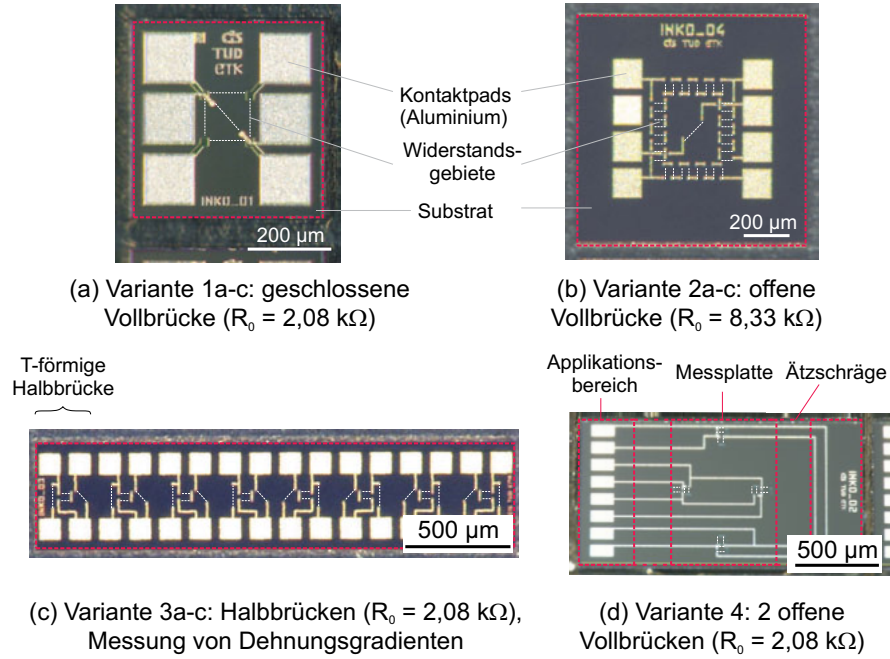
### 4.1 Präparation der Silizium-Messelemente

Die Präparation der im Rahmen der Arbeit entworfenen Messelemente gliedert sich in drei Prozessfolgen, die in Zusammenarbeit mit dem Forschungsinstitut CiS definiert und durch die jeweiligen Dienstleister realisiert werden:

1. Herstellung der piezoresistiven Messbrücken mit implantierten Zuleitungen sowie *AlSi*-Metallisierung auf der Wafervorderseite (CiS GmbH, Erfurt, Deutschland)
2. *under-bump*-Metallisierung (UBM) zur Veredelung der Kontaktflächen (SIEGERT electronic GmbH, Caldozburg, Deutschland)

**Tabelle 4.1:** Überblick über die gefertigten Messelementvarianten. Alle flächig gekoppelten Elemente sind in den Dicken 30  $\mu\text{m}$  (a), 50  $\mu\text{m}$  (b) und 68  $\mu\text{m}$  (c) realisiert. Die jeweilige Brückenkonfiguration bestimmt die Empfindlichkeit  $B_0$ . Bei deren Berechnung liegt ein uniaxialer Spannungszustand in Längsrichtung zugrunde (vgl. Gl. (3.21) bzw. Gl. (3.22)). Entsprechend dem in Gl. (3.30) formulierten Zusammenhang für vollflächig gekoppelte Messelemente ist die mittlere Dehnungsübertragungsrate  $\bar{\beta}_{\text{M,e}}$  für eine Epoxidharz-Zwischenschicht der Dicke 10  $\mu\text{m}$  und  $\bar{\beta}_{\text{M,g}}$  für eine Glaslot-Zwischenschicht der Dicke 60  $\mu\text{m}$  angegeben.

Variante	$l_{\text{M}} \times b_{\text{M}}$ in $\text{mm}^2$	Verschaltung	$B_0 = (\Delta u / U_0) / S_1$	$\bar{\beta}_{\text{M,e}}$	$\bar{\beta}_{\text{M,g}}$	Bemerkung
1a		geschlossene		47,2 %	78,2 %	Temperatur-
1b	0,5 $\times$ 0,5	Vollbrücke,	94,63	33,8 %	65,7 %	messung,
1c		$R_0 = 2,08 \text{ k}\Omega$		26,3 %	56,2 %	$R_{90} = 2,08 \text{ k}\Omega$
2a		offene		81,1 %	96,3 %	Temperatur-
2b	1 $\times$ 1	Vollbrücke	94,63	69,2 %	91,6 %	messung,
2c		$R_0 = 8,33 \text{ k}\Omega$		60,2 %	86,8 %	$R_{90} = 2,08 \text{ k}\Omega$
3a		8 unabhängige		85,7 %	94,2 %	Temperatur-
3b	2 $\times$ 0,5	Halbbrücken,	47,31	79,8 %	91,2 %	messung,
3c		$R_0 = 2,08 \text{ k}\Omega$		74,9 %	88,6 %	$R_{90} = 2,08 \text{ k}\Omega$
4c	2 $\times$ 1	2 offene Vollbrücken, $R_{90} = 2,08 \text{ k}\Omega$	94,63	< 26,3 %	< 56,3 %	Messplatte entkoppelt



**Abb. 4.1:** Präparierte Silizium-Elemente. (a), (b) und (c) sind Messplatten, die flächig appliziert werden. Sie verfügen über eine integrierte Temperaturmessung über einen im  $45^\circ$ -Winkel angeordneten Widerstand. Die Dehnung wird mit einer Vollbrückenanordnung erfasst. Die Widerstandstopologie in (c) dient zur Aufnahme von Dehnungsgradienten in einer Halbbrückenanordnung. (d) zeigt die Variante mit entkoppelter Messplatte. Die Applikationsbereiche und die Kanten der Messplatte sowie die zugehörigen Ätزشrägen sind gekennzeichnet. Zwei offene Vollbrücken dienen zur Erfassung der Messgröße.

### 3. Abdünnung sowie abschließende Chipvereinzelung (DISCO HI-TEC EUROPE GmbH, Kirchheim, Deutschland)

Das Ausgangsmaterial bildet ein n-dotierter (100)-Wafer mit einem spezifischen Widerstand von  $3 \dots 5 \Omega \cdot \text{cm}$ . Der Waferdurchmesser beträgt 100 mm, seine Dicke liegt bei  $350 \mu\text{m}$ . Die bei der Realisierung verwendete maximale Dotierungskonzentration kann aus dem Flächenwiderstand in Prozessschritt Nr. 3 abgeleitet werden (vgl. Abschnitt 3.2 Abb. 3.5) und liegt bei etwa  $8 \cdot 10^{18} \text{cm}^{-3}$ . Der zugrunde liegende Technologieablauf ist in Tabelle 4.2 dargestellt. Den Prozessschritten Nr. 1 bis 3 folgend und unter Berücksichtigung der Widerstandsabmessungen  $l_W = 100 \mu\text{m}$ ,  $b_W = 6 \mu\text{m}$  ergeben sich die folgenden elektrischen Parameter für die Widerstandsgebiete [15, 17]:

- $R_0 = R_\square \cdot l_W / b_W = 2.085,3 \Omega$
- $\pi_L \approx 48 \cdot 10^{-11} \text{Pa}^{-1}$
- $\pi_Q \approx -48 \cdot 10^{-11} \text{Pa}^{-1}$

**Tabelle 4.2:** Technologieabfolge des Instituts für Mikrosensorik und Photovoltaik CiS für die Präparation der piezoresistiven Silizium-Dehnungsmesselemente. Die Prozessschritte Nr. 12 und 13 wurden durch die Siegert electronic GmbH, Cadolzburg, Deutschland, bzw. die DISCO HI-TEC EUROPE GmbH, Kirchheim, Deutschland durchgeführt.

Nr.	Beschreibung	Wert / Bemerkung
1	Oxidation des Wafers	Feldoxid - $SiO_2$
2	Bor-Implantation der p-dotierten Sensorwiderstände	$R_{\square} \approx 125 \Omega/\square$ (Messung)
3	Bor-Implantation der p-dotierten Leitbahngebiete	$R_{\square} \approx 11 \Omega/\square$ (Messung)
4	Abscheidung Primärpassivierung Entfernung des Implantationsoxides und des Hochtemperaturoxids (HTO)	HTO, $d \approx 500$ nm Rückseite
5	Ätzen der Kontaktfenster für Substratkontakte, Phosphor-Diffusion zur Realisierung eines ohmschen Kontaktverhaltens	Vorderseite
6	Ätzen der Kontaktfenster für Leitbahnanbindungen	Vorderseite
Prozessschritte 7-9 nur für Variante 4c		
7	LPCVD: Aufbringung und Strukturierung von $Si_xN_y$ als Ätzmaskierung für die KOH-Grubenätzung	Rückseite
8	KOH-Ätzung: Einstellen der Membrandicke	Rückseite, $d_S \approx 68 \mu m$
9	LPCVD: Rückätzen	$Si_xN_y$ -Ätzmaskierung
10	Kontaktschichtsystem: Beschichtung und Strukturierung $AlSi$	Vorderseite
11	PECVD: Beschichtung und Strukturierung mit $SiON$	Sekundärpassivierung der Vorderseite
12	Lift-Off-Strukturierung von gesputterten $Ti/Ni/Au$ -Schichten	Vorderseite, <i>under-bump-</i> Metallisierung (UBM)
13	Vereinzelung der Elemente	<i>dicing by grinding</i> (DBG)



Da für den Beleg der analytischen Betrachtungen verschiedene Dicken der Siliziumelemente erforderlich sind, erfolgt die Vereinzelung der Chips in einem zweistufigen Prozess. Zunächst werden die Wafer auf die maximale Dicke von  $200\text{ }\mu\text{m}$  rückseitig abgeschliffen. Anschließend werden die Messelemente in Blöcken vereinzelt. In einem weiteren Sägeprozess werden die Chips ihren Kantenlängen entsprechend strukturiert und kopfüber auf eine Grinding-Folie appliziert. Im abschließenden Grindingprozess werden die Elemente auf die jeweilige Dicke von 30, 50 bzw.  $68\text{ }\mu\text{m}$  abgedünnt und gleichzeitig vereinzelt. Nachteilig bei diesem Abdünnprozess ist allerdings, dass die hohe Adhäsionskraft zwischen Kontaktseite der Chips und der Grinding-Folie zur Ablösung der UBM führen kann und kein edles Kontaktsystem vorliegt. Diese Elemente können somit nur durch Drahtbonden langzeitstabil kontaktiert bzw. müssen nachträglich chemisch oder galvanisch vergoldet werden [19]. Das durch die UBM realisierte edle Kontaktsystem wird gewählt, um neben Drahtbondverbindungen auch Löt- oder Klebverfahren, wie sie im nun folgenden Abschnitt 4.2 behandelt werden, zur elektrischen Kontaktierung untersuchen zu können.

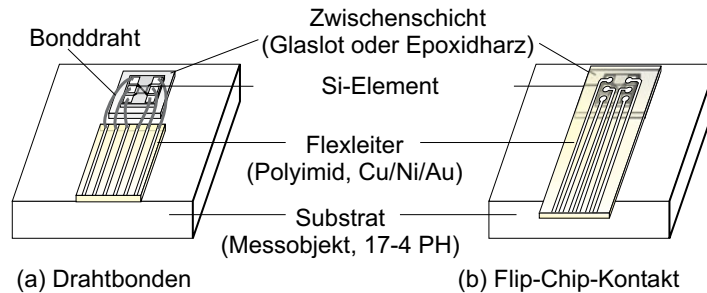
## 4.2 Integration des Messelements

Die Aufbau- und Verbindungstechnik (AVT) hat einen großen Einfluss auf die Übertragungseigenschaften des Messelements. Sie umfasst zum einen die mechanische Verbindung des Messelements mit dem Messobjekt, zum anderen die elektrische Kontaktierung des Sensors. Im folgenden Abschnitt werden allgemein Technologien zur Realisierung verschiedener AVT-Konzepte vorgestellt, um beim Erschließen weiterer Anwendungsfälle das Finden von Lösungen zu erleichtern. Anhand der in Kapitel 1 beschriebenen Anwendungsszenarien können die Technologien bewertet und mögliche Konzepte abgeleitet werden.

Im Rahmen dieser Arbeit werden je zwei Varianten der Sensorapplizierung und -kontaktierung untersucht und verglichen. Abbildung 4.2 zeigt die gewählten Varianten.

### 4.2.1 Mechanische Verbindung

Da der thermische Ausdehnungskoeffizient von Silizium  $\alpha_{\text{Si}}$  im Temperaturbereich von  $-20$  bis  $+100\text{ }^{\circ}\text{C}$  einen Wert von etwa  $2,3 \cdot 10^{-6}\text{ K}^{-1}$  annimmt, weicht er stark von dem des Messobjektes, ein Stahlsubstrat, ab [7, 11]. Dieser liegt bei Raumtemperatur im Bereich von  $6$  bis  $13 \cdot 10^{-6}\text{ K}^{-1}$  (Stahl 17-4 PH,  $\alpha_{\text{Stahl}} \geq 9 \cdot 10^{-6}\text{ K}^{-1}$ ) und unterliegt zudem noch einer Temperaturabhängigkeit [12, 144]. Durch das Fügen der beiden Materialien



**Abb. 4.2:** AVT-Konzepte, die im Rahmen der Arbeit untersucht werden. Im Fall der Variante (a) wird zusätzlich die Verbindungstechnik variiert: Epoxidharz bzw. Glaslot wurden als Zwischenschichtmaterialien eingesetzt. Variante (b) zeigt den Aufbau kopfüber auf der flexiblen Leiterplatte kontaktierter Sensoren (Flip-Chip), die anschließend auf das Messobjekt appliziert werden.

werden so prinzipbedingt thermo-mechanische Spannungen eingefroren, die zu einer Nullpunktverschiebung führen und das Sensorübertragungsverhalten mit einem systematischen Fehler belegen. Durch die Verbindungstechnik, insbesondere Prozesstemperaturverlauf und Elastizitätsmodule der verwendeten Materialien, wird der Betrag der mechanischen Spannung beeinflusst [1, 12, 144], was bei der Auswahl des Verfahrens zu berücksichtigen ist.

Das primäre Ziel des Fügens ist es, das Messelement so mit dem Messobjekt zu verbinden, dass die Dehnung möglichst unverfälscht übertragen wird. Die Verbindungstechnik ist hierbei so zu wählen, dass parasitäre Einflüsse wie eingeprägte thermo-mechanische Spannungen, die zu Nichtlinearitäten der Übertragungsfunktion führen, minimiert werden. Unter Berücksichtigung der in Kapitel 3 abgeleiteten Designziele ergeben sich die folgenden Hauptanforderungen an die Verbindungstechnik:

1. Ein hoher Schubmodul der Zwischenschicht (Tab. 3.3) und
2. eine geringe Zwischenschichtdicke sowie
3. angepasster thermischer Ausdehnungskoeffizient zum Ausgleich des unterschiedlichen thermischen Ausdehnungsverhaltens von Messelement und Verformungskörper.

Aus dem Bereich der Silizium-Drucksensorik ist eine Vielzahl von Methoden zum Fügen von vereinzelt Silizium-Chips und Substrat in Abhängigkeit der jeweiligen Substratmaterialien bekannt, die beispielsweise in [11, 12] zusammengefasst sind. Sie lassen sich in Verfahren ohne Zwischenschicht, wie das anodische Bonden [128], und mit Zwischenschicht einteilen. Die in Kapitel 1 genannten Anwendungsszenarien beschränken die Substratmaterialien auf Metalllegierungen und die Verbindungstechnik somit auf

Verfahren, die eine Zwischenschicht benötigen. Diese sind in Tabelle 4.3 zusammengefasst und ihre Eigenschaften werden im Folgenden kurz beschrieben.

**Anodisches Bonden** Für das anodische Bonden ist eine zusätzliche Glaszwischenschicht auf den Stahlsubstrat vonnöten, um eine Verbindung zum Silizium zu erzielen. Die Glasschicht kann durch Beschichtungsverfahren wie Sputtern, Aufdampfen, Aufbringen von Glaspasten (vgl. Glaslöten) oder -suspensionen (*Spin on Glass*-Prozess) erfolgen [128]. Die Prozesstemperaturen betragen  $\vartheta \leq 500^\circ\text{C}$ . Zur Ausbildung einer mechanisch belastbaren Verbindung ist zusätzlich das Anlegen einer elektrischen Hochspannung und ein vorheriges Polieren der Fügeflächen erforderlich.

**Eutektisches Bonden** Beim eutektischen Bonden erfolgt die Verbindung über eine Metallisierung aus Gold, vereinzelt auch Aluminium [11, 145]. Die Prozesstemperaturen sind mit etwa  $\vartheta \approx 370^\circ\text{C}$  niedriger als beim erstgenannten Verfahren. Der Bonddruck beträgt  $p \leq 0,5\text{ bar}$  [128].

**Glaslöten** Beim Glaslöten werden die Fügepartner über eine poröse Glasschicht in einem mehrstufigen Temperprozess verbunden [128, 142, 146]. Eine Glaspaste, bestehend aus organischem Binder sowie Glasparkeln (Partikeldurchmesser liegt bei etwa  $15\text{ }\mu\text{m}$ ), wird in einem Siebdruckprozess auf das Substrat gedruckt. Zunächst werden die organischen Bindemittel ausgetrieben (engl. *glazing*) und die Zwischenschicht vorverschmolzen (engl. *sealing*). Die Verbindung mit dem Siliziumelement erfolgt im eigentlichen Bondprozess unter Einwirkung von Druck ( $p \leq 1\text{ bar}$ ) sowie Temperatur ( $\vartheta \leq 540^\circ\text{C}$ ). Die Zwischenschichtdicken liegen bei  $\geq 30\text{ }\mu\text{m}$  [128, 146].

**Reaktive Nanofolie** Die Verwendung einer reaktiven Nanofolie bestehend aus alternierenden Schichten verschiedener Metalle (z.B. *Al* und *Ni*) bringt eine kurzzeitige ( $t < 1\text{ ms}$ ) Erwärmung der Zwischenschicht auf bis zu  $1.500^\circ\text{C}$  mit sich. Durch einen lokalen Energieimpuls (optisch (Laser), elektrisch oder thermisch) wird eine exotherme Reaktion gestartet, die zur selbstständigen Ausbreitung der Reaktionsfront und damit zur Ausbildung einer Legierungszone führt [148, 149]. Abhängig vom verwendeten Foliensystem liegt die Foliendicke bei  $\leq 100\text{ }\mu\text{m}$ . Zur Etablierung einer scherfesten Verbindung ( $\leq 200\text{ MPa}$ ) ist die Beschichtung der Fügepartner mit Indium vonnöten.

**Kleben** Kleben ist das Standardverfahren zum Applizieren konventioneller DMS und hat die niedrigsten Prozesstemperaturen der vorgestellten Techniken. Die elastomechanischen Eigenschaften der Zwischenschicht hängen vom jeweiligen Klebesystem ab. In

**Tabelle 4.3:** Vergleich verschiedener Verbindungstechniken für Siliziumsensoren mit metallischen Substraten. Zweites und drittes Verfahren können auch unter dem Begriff Thermokompressionsbonden zusammengefasst werden, da während des Bondprozesses ein Druck  $\leq 1$  bar ausgeübt wird [128]. Um möglichst wenig thermo-mechanische Spannungen zu erzeugen, ist es sinnvoll das Fügeverfahren so zu wählen, dass der dabei auftretende Temperatureintrag möglichst gering ausfällt.

Verbindungstechnik	Material	$h_Z$ in $\mu\text{m}$	$E_Z$ in GPa	$\alpha_Z$ in $10^{-6}/\text{K}$	Aushärtung (Dauer $t$ )	Quelle
Anodisch Bonden	Glasschicht <sup>a</sup>	$\approx 5 \dots 10$	$50 \dots 90$	$0,6 \dots 15$ (Pyrex®: $\approx 3,3$ )	thermisch $\vartheta \leq 500^\circ\text{C}$ , $U \leq 2\text{kV}$ , $t < 1\text{h}$	[11, 128]
Eutektisch Bonden	Goldschicht	$\approx 1 \dots 2$	$\approx 80$	$\approx 14,2$	thermisch, $\vartheta \leq 370^\circ\text{C}$ , $t < 1\text{h}$	[11, 145]
Glaslötten	Glaslotpaste	$\geq 15$	$\approx 70$	$\geq 7$ (FX11-036: $\approx 8,6$ [128])	thermisch, $\vartheta \leq 550^\circ\text{C}$ , $t < 1\text{h}$	[128, 142, 146]
Kleben	Cyanacrylate	$\approx 5 \dots 10$	$\approx 3$	$\leq 80$	chemisch, Feuchte, $t \approx 1\text{h}$	[4, 81]
	Epoxidharze	$\approx 5 \dots 30$	$2 \dots 6$	$\leq 60$ (Epotek 353 ND: $53 \pm 2$ [81])	thermisch, $\vartheta \leq 150^\circ\text{C}$ , $t \geq 5\text{min}$	[1, 4, 12, 147]
	Methylacrylate	$\approx 50 \dots 80$	$4,5 \dots 6$	$\leq 80$	chemisch, $t < 10/\text{min}$	[1, 4, 81]
Sonstiges	reaktive Nanofolie <sup>b</sup>	$\leq 20$	$\leq 180$	$\approx 17$	thermisch, $\vartheta \leq 1.500^\circ\text{C}$ , $t < 1\text{s}$	[148, 149]

<sup>a</sup>Aufgrund des angepassten Ausdehnungskoeffizienten werden üblicherweise Borosilikatgläser verwendet.

<sup>b</sup>Die Werte von E-Modul und thermischem Ausdehnungskoeffizient beziehen sich auf  $\text{AlN}_i$  [150].

Tabelle 4.3 sind die relevanten Parameter der in der DMS-Technik üblichen Klebstoffgruppen aufgeführt.

**Auswahl** Bezogen auf die Prozesstemperatur und -dauer sowie auf die Elastizitätsmoduli (Tab. 4.3) stellen Glaslöten und Kleben die beiden Extremfälle der Verfahren dar und werden zur weiteren Analyse ausgewählt.

### 4.2.2 Elektrische Kontaktierung

Zur Realisierung eines elektrischen Kontakts zwischen Siliziumelement und Peripherie sind verschiedene Direktmontagetechniken etabliert, die im Folgenden kurz beschrieben werden. Die Verfahren können in drei Gruppen unterteilt werden:

- Drahtbonden
  1. Ultraschall-Drahtbonden
  2. Thermosonic-Drahtbonden
- Flip-Chip-Kontaktierung
  1. Löten
  2. Kleben
    - a) isotrop leitfähiger Klebstoff<sup>1</sup>
    - b) anisotrop leitfähiger Klebstoff<sup>2</sup>
    - c) nicht leitender Klebstoff<sup>3</sup>
- Direktschreibende Verfahren (engl. *Direct-Writing*)
  1. Aerosoljet-Druck
  2. Inkjet-Druck

Die Verfahren unterscheiden sich u.a. hinsichtlich der funktionsgebenden Materialien, des Kontaktwiderstands  $R_K$ , der Bauhöhe  $h_K$  sowie der mechanischen und elektrischen Stabilität. Sie werden im Folgenden kurz beschrieben.

**Drahtbonden** Zur elektrischen Verbindung der Silizium-Messelemente ist Drahtbonden mit Dünndraht<sup>4</sup> das Standardverfahren (Abb. 4.2(a)). Unter Zugabe von Ultraschal-

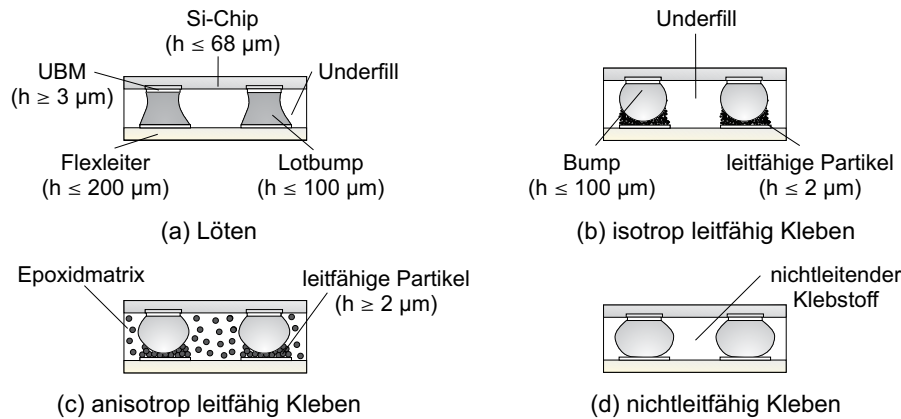
---

<sup>1</sup>engl. *Isotropic Conductive Adhesive* - ICA

<sup>2</sup>engl. *Anisotropic Conductive Adhesive* - ACA

<sup>3</sup>engl. *Non Conductive Adhesive* - NCA

<sup>4</sup>Daneben gibt es auch noch die Möglichkeit mit Dickdraht oder Bändchenmaterial zu Bonden. Durchmesser bis zu 500  $\mu\text{m}$  sind üblich. Dieses Verfahren wird insbesondere für die Kontaktierung von Hochleistungsleistungshalbleitern eingesetzt.



**Abb. 4.3:** Flip-Chip-Kontaktierung von Messelement und flexibler Leiterplatte. Chipseitig ist neben der Untergrundmetallisierung (UMB) ein leitfähiger Bump realisiert, um die Kontaktfläche zu vergrößern [8, 151]. Die Verfahren Löten (a) sowie isotrop leitfähiges Kleben (b) haben vergleichbare Prozessabläufe. Die leitfähige Paste muss auf die Pads verteilt und unter Zuführung von Temperatur verbunden werden. Bei anisotrop leitfähigem sowie nicht-leitfähigem Kleben (c) ist zusätzlich zur Temperaturbehandlung ein Anpressdruck vonnöten, um eine leitende Verbindung zu etablieren [153, 154].

lenergie und Druck (*Wedge-Wedge-Bonden*) sowie Temperatur (*Ball-Wedge-Bonden*) werden dünne Aluminium- oder Golddrähte (Durchmesser von 10 bis  $25 \mu\text{m}$ ) auf das jeweilige Kontaktfeld gerieben und so eine Schweißverbindung realisiert [8, 151, 152]. Zur mechanischen Stabilisierung der Bondverbindung ist die Verwendung eines nicht-leitfähigen Klebstoffs nötig, welcher gleichzeitig eine elektrische Isolierung der Kontaktstelle bewirkt. Der Kontaktwiderstand ist abhängig vom gewählten Kontaktsystem sowie von der Drahtgeometrie und liegt im Bereich weniger Ohm [8].

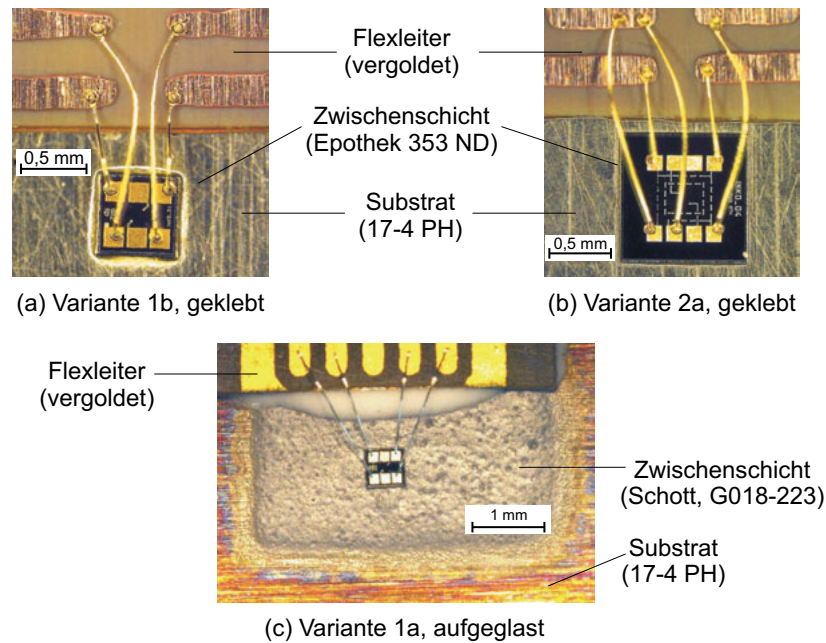
**Flip-Chip-Kontaktierung** Die Flip-Chip-Kontaktierung ist bezogen auf die Bauhöhe eine besonders platz sparende Kontaktierungsmethode, die insbesondere für ultra-dünne Chips ( $h_M \leq 50 \mu\text{m}$ ) eingesetzt wird (Abb. 4.2(b)) [19, 152–154]. Anstelle von Drähten werden die Chips kopfüber (engl. *flip chip*) auf das entsprechende Substrat platziert. Kleine leitfähige Erhebungen (engl. *bump*,  $h_{\text{bump}} \leq 100 \mu\text{m}$ ) sind auf den Kontaktpads realisiert, um die Kontaktoberfläche zu vergrößern [8, 152] (Abb. 4.3). Die elektrische Verbindung erfolgt durch Lot oder Klebstoff. Beim Kleben wiederum können abhängig vom Klebstoff drei Varianten unterschieden werden, die sich insbesondere hinsichtlich des erreichbaren Übergangswiderstandes sowie der Stabilität unterscheiden. Die Schichtdicken liegen im Bereich von 10 bis  $100 \mu\text{m}$  [154].

- *Löten*: Mit  $R_K \leq 3\text{ m}\Omega$  ergibt sich der geringste Übergangswiderstand bei der Lötverbindung [8]. Zur mechanischen Stabilisierung muss ein nicht-leitfähiger Klebstoff als Underfill verwendet werden, der gleichzeitig auch die aus der thermischen Fehlanpassung von Siliziumelement und Substrat resultierenden mechanischen Spannungen aufnimmt [19, 154, 155].
- *Leitfähiges Kleben*: Wie aus der obigen Aufzählung ersichtlich ist, wird zwischen *isotrop leitfähigen* Klebstoffen, vergleichbar mit der Lötverbindung, und *anisotrop leitfähigen* Klebstoffen, also richtungsabhängiger Leitfähigkeit, unterschieden. Bei der ersten Variante sind leitfähige Partikel aus beispielsweise Silber oder mit Silber beschichtete Kupferpartikel in hoher Konzentration ( $\approx 80\text{ Gew.}\%$  [156]) in einer nicht-leitfähigen Matrix, zumeist ein Epoxidharz, enthalten [153, 157–159]. Der Partikeldurchmesser liegt im Nanometerbereich bis hin zu  $30\text{ }\mu\text{m}$ . Beim Aushärten schrumpft die Matrix und eine elektrische Leitung kommt zustande. Abhängig von der Beschaffenheit der Partikel liegt der Kontaktwiderstand bei  $R_K < 5\text{ }\Omega$  [160]. Zur Erhöhung der mechanischen Stabilität ist die Verwendung eines Underfills nötig.

Der Klebstoff zur Realisierung einer anisotropen Leitfähigkeit ist vergleichbar aufgebaut, wobei die Partikelkonzentration geringer und der Partikeldurchmesser größer ausfällt als bei isotrop leitfähigem Klebstoff [161]. Allerdings kommt die elektrische Leitung durch das Ausüben eines Drucks in Dickenrichtung des Chips (senkrecht zur Chipoberfläche) während des Aushärtens zustande [154, 162, 163]. Anisotrop leitfähige Klebstoffe sind sowohl als Pasten als auch als Kompositfolien verfügbar. Die Kompositschicht bedeckt die gesamte Chipoberfläche, weist aber ausschließlich eine Leitfähigkeit in Dickenrichtung auf. Auf Underfill kann somit verzichtet werden. Der Kontaktwiderstand ist vergleichbar mit isotrop leitfähigem Kleben [8].

- *Nicht leitfähiges Kleben*: Beim nicht-leitfähigen Kleben werden die Kontaktflächen von Chip und Leiterplatte aneinander gepresst und mit nicht leitfähigem Klebstoff fixiert [155, 160, 164].

**Direct-Writing** Neben diesen etablierten Kontaktierungsverfahren werden im Bereich der Forschung auch kontaktlose Beschichtungsverfahren insbesondere Aerosoljet- und Inkjetdruck zur Etablierung des elektrischen Kontakts eingesetzt [165–168] (vgl. auch Abschnitt 6.3.1). Als Druckfluide kommen sowohl leitfähige Klebstoffe [165] als auch Suspensionen mit leitfähigen Partikeln, wie beispielsweise Silber zum Einsatz [166]. Abhängig vom verwendeten Fluid und der Geometrie der gedruckten Kontaktierung liegt der Kontaktwiderstand bei wenigen Ohm bis hin zu Milliohm.



**Abb. 4.4:** Realisierte AVT-Varianten, anhand derer das elektromechanische Verhalten untersucht wird. Abbildungen (a) und (b) zeigen geklebte Messelemente der Varianten 1b sowie 2a, Abbildung (c) exemplarisch eine durch Glaslot applizierte Variante 1b. Die Kontaktierung ist durch Drahtbonden auf Flexleiterplatten realisiert. Das Aufglasen der Elemente erfolgte bei TDK EPCOS AG (ehemals Aktiv Sensor GmbH, Stahnsdorf, Deutschland).

**Auswahl** Im Rahmen der Arbeit werden die Varianten Drahtbonden und Flip-Chip-Löten und -Kleben untersucht. Die Flip-Chip-Kontaktierung ist vor allem für die Strukturintegration vorteilhaft. Das Messelement ist durch die elektrische und mechanische Verbindung mit der flexiblen Leiterplatte stabilisiert. Der Verbund aus Messelement und Leiterplatte hat größere Abmessungen, was die Handhabung erleichtert und keine Mikromontagetechnik erforderlich macht. Er kann vergleichbar mit konventionellen DMS im Freifeld an der jeweiligen Messstelle montiert werden. Aufgrund der begrenzten Temperaturstabilität der flexiblen Leiterplatte ist die Flip-Chip-Kontaktierung am besten mit der Verbindungstechnik Kleben kombinierbar. Für den Aufnehmerbau sind beide Kontaktierungsvarianten gleichermaßen geeignet. Da das Drahtbonden nach der Applizierung des Chips erfolgt, ist es mit allen Verbindungstechniken kombinierbar. Um bei der Charakterisierung der Messelemente für beide mechanische Verbindungsvarianten vergleichbare Einflüsse durch die Kontaktierung zu erhalten, wird Drahtbonden als Kontaktierungsverfahren ausgewählt (Abb. 4.4). Der Beschreibung der messtechnischen Untersuchung sind die nun folgenden Abschnitte gewidmet.



## 4.3 Analyse der Temperatur- und Eigenstörungen

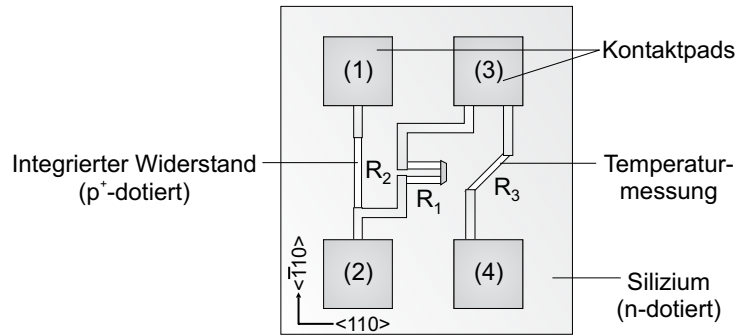
Die Hauptstörgröße für piezoresistive Siliziumsensoren stellt die Temperatur  $\vartheta$  dar, die sowohl die Empfindlichkeit als auch den Nullpunkt des Sensorsignals beeinflusst. Zur Quantifizierung ihres Einflusses werden zwei Größen messtechnisch untersucht. Die erste Größe ist die Stabilität des Widerstands in Abhängigkeit der wirkenden Temperatur. Aus dieser kann der Temperaturkoeffizient des Messelements abgeleitet werden. Als zweite Größe wird die Stabilität des Nullpunkts erfasst. Hierbei werden die Silizium-Messelemente im Waferverbund bzw. als elektrisch kontaktierte Chips, die keine mechanische Verbindung zum Substrat aufweisen, vermessen. Neben der Untersuchung des Störgrößeneinflusses sind auch die Eigenstörungen des Sensors relevant. Mit Eigenstörung werden allgemein die Fehler beschrieben, die aus der zugrunde liegenden Sensortechnologie resultieren [113]. Hierzu zählt das Eigenrauschen der Sensoren, anhand dessen die Auflösungsgrenze der Sensoren abgeschätzt werden kann. Die Untersuchung erfolgt an applizierten Silizium-Messelementen. Die Messungen und Ergebnisse werden im Folgenden vorgestellt.

### 4.3.1 Temperaturinduzierte Störungen

Wie in Abschnitt 3.1 beschrieben, wirkt sich die Störgröße Temperatur auf den Stabilität des Widerstandswertes und damit auf die Stabilität des Nullpunkts und somit auch des Übertragungsfaktors aus. Mittels der Temperaturkoeffizienten  $\alpha_R$ ,  $\alpha_N$  und  $\alpha_{B0}$  können die Einflüsse quantifiziert werden. Bei vergleichbaren inhomogen dotierten Siliziumsensoren nimmt  $\alpha_R$  Werte von etwa 2 bis  $3 \cdot 10^{-3}/K$  an [11]. Im Rahmen der Arbeit werden hierzu zwei Messreihen durchgeführt, um den Koeffizienten des Widerstands  $\alpha_R$  sowie des Nullpunkts  $\alpha_N$  der Sensoren zu quantifizieren.

#### Temperaturkoeffizient der piezoresistiven Widerstände

Die Bestimmung von  $\alpha_R$  erfolgt im Waferverbund an einer Stichprobe von 30 Chips am Forschungsinstitut CiS. Das zugrunde liegende Layout ist eine Halbbrücke mit einem diagonal orientierten Widerstand zur Temperaturerfassung in der Nähe der Messstelle (Abb. 4.5). Der Prüfstrom beträgt 0,25 mA, die Temperaturdifferenz liegt bei 30 K. Jeder Chip wird in Zweileitertechnik wiederum viermal vermessen und der Temperaturkoeffizient für jeden der Einzelwiderstände sowie für die gesamte Anordnung  $R_G = R_1 + R_2 + R_3$  ermittelt. Formel (4.1) zeigt die Berechnungsvorschrift für den Tem-



**Abb. 4.5:** Halbbrückenordnung der Widerstände  $R_1$  und  $R_2$  (Variante 3a - 3c). Der diagonal liegende Widerstand  $R_3$  ist unempfindlich gegenüber Dehnungen und dient der Temperaturerfassung in der Nähe der Messstelle. Zur Ermittlung der linearen Temperaturkoeffizienten werden die Einzelwiderstände  $R_1$  (Klemmen 1 und 3),  $R_2$  (Klemmen 1 und 2),  $R_3$  (Klemmen 3 und 4) sowie des Gesamtwiderstands (Klemmen 1 und 4) vermessen.

peraturkoeffizienten, der üblicherweise in  $10^{-3}/\text{K}$  angegeben wird.

$$\alpha_R = \frac{R(\vartheta_0) - R(\vartheta_{\max})}{\Delta\vartheta \cdot R(\vartheta_0)} \quad (4.1)$$

Tabelle 4.4 listet die Mittelwerte der Temperaturkoeffizienten auf. Der Mittelwert von  $\alpha_R$  liegt im für inhomogen dotierte Siliziumsensoren üblichen Bereich [11]. Die Streuung der Messwerte ist im Gegensatz zu vergleichbaren Sensoren jedoch leicht erhöht, was mit der verwendeten Zweileitertechnik und damit dem Einfluss des Kontaktwiderstands erklärt werden kann.

**Tabelle 4.4:** Temperaturkoeffizienten der integrierten Widerstände. Stichprobenumfang:  $n = 30$ , Messparameter:  $i_{\text{mess}} = 0,25 \text{ mA}$ ,  $\Delta\vartheta = 30 \text{ K}$ . Die Messung erfolgte vor der Chipvereinzelnung im Waferverbund.

Messobjekt	$R_{\vartheta_0}$ in $\text{k}\Omega$	$\alpha_R$ in $10^{-3}/\text{K}$
$R_1$	$2,102 \pm 0,01$	$3,117 \pm 0,237$
$R_2$	$2,152 \pm 0,015$	$2,930 \pm 0,722$
$R_3$	$1,454 \pm 0,005$	$3,255 \pm 1,255$
$R_1 + R_2 + R_3$	$5,729 \pm 0,088$	$3,274 \pm 0,981$

### Temperaturkoeffizient des Nullpunkts

Die zweite Messung dient zur Quantifizierung der Temperaturabhängigkeit des Nullpunkts der vereinzelter Chips. Es wird erwartet, dass die Temperatur einen geringeren Einfluss auf das Nullpunktsignal hat [11]. Der lineare Temperaturkoeffizient kann mittels der folgenden Formel aus den Messwerten berechnet werden:

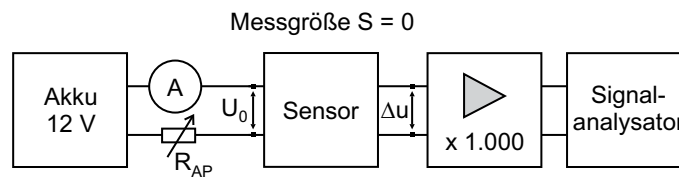
$$\alpha_N = \frac{u_0(\vartheta_0) - u_0(\vartheta)}{\Delta\vartheta \cdot u_N(\vartheta_0)}. \quad (4.2)$$

Hierzu wird die Temperaturabhängigkeit des Nullpunkts freistehender Siliziumelemente (Variante 1c) untersucht. Als Zwischenschicht wird ein temporärer Klebstoff (Crystalbond 509, SPI Supplies, USA) verwendet, der nach dem Kontaktieren (Drahtbonden) mittels Aceton vollständig herausgelöst wird. Die Elemente sind somit ausschließlich elektrisch kontaktiert und nur durch die Bonddrähte fixiert. Der Stichprobenumfang beträgt  $n = 5$ , wobei jeder Sensor vier Temperaturstufen ( $\vartheta_0 = +25^\circ\text{C}$ ,  $\vartheta_1 = -25^\circ\text{C}$ ,  $\vartheta_2 = 25^\circ\text{C}$ ,  $\vartheta_3 = +75^\circ\text{C}$ ) in insgesamt zehn Temperaturumläufen ausgesetzt wird [169]. Der lineare Temperaturkoeffizient fällt mit  $\alpha_0 = (0,77 \pm 0,08) \cdot 10^{-3}/\text{K}$  geringer aus als die der piezoresistiven Widerstände selbst. Dennoch ist der Wert verglichen mit typischen inhomogen dotierten Sensoren um eine Größenordnungen erhöht [11, 170]. Diese systematischen Störeinflüsse können im Rahmen der Signalaufbereitung über eine Ausgleichsfunktion reduziert werden [11, 16].

Es ist zu erwarten, dass sich durch die Applizierung der Sensoren der Temperaturkoeffizient des Nullpunkts erhöht. Abhängig von den Eigenschaften der Teilsysteme Messobjekt und Zwischenschicht entstehen temperaturinduziert thermo-mechanische Spannungen, die vom Siliziumelement detektiert werden und für eine Drift des Nullsignals sorgen [11, 12].

### 4.3.2 Rauschleistungsdichte

Nach [136] können die Leitfähigkeitsfluktuationen (Rauschen) bei resistiven Proben als Spannungsfluktuationen gemessen werden, wenn sie mit einer Konstantstromquelle versorgt werden. Aus der Sensorausgangsspannung  $\Delta u$  kann so das Leistungsdichtespektrum  $L_n$  bestimmt und der auftretende Rauschprozess charakterisiert werden. Das Rauschen der Messwiderstände begrenzt die minimal detektierbare Dehnung und ist bei piezoresistiven Sensoren stark vom Herstellungsprozess abhängig (s. Abschnitte 3.2 und 3.4). Die messtechnische Untersuchung dieser Eigenstörung ist im Folgenden dargestellt.

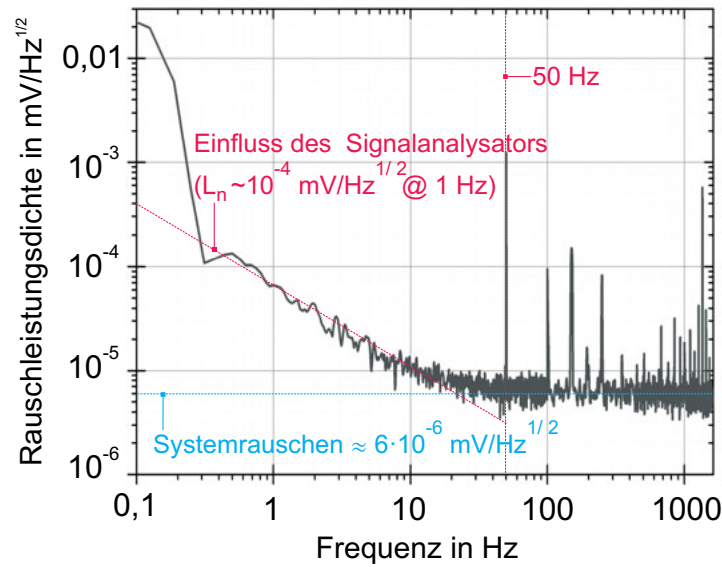


**Abb. 4.6:** Messanordnung zur Erfassung der Rauschleistungsdichte. Über den Widerstand  $R_{AP}$  wird der Versorgungsstrom  $I_0$  und damit der Arbeitspunkt eingestellt. Die Versorgung erfolgt über einen Bleiakkumulator, um keine Netzstörungen einzukoppeln. Das Systemrauschen wird über eine Kurzschlussmessung ermittelt und liegt bei etwa  $10^{-6} \text{ mV}/\sqrt{\text{Hz}}$ .

### Messanordnung

Um das Rauschen der Sensoren zu charakterisieren, wird die in Abbildung 4.6 skizzierte Anordnung verwendet. Die Anordnung wird durch eine Messung an einem Präzisionsmetallfilmwiderstand verifiziert. Das Ausgangssignal der Sensoren wird mittels eines rauscharmen Vorverstärkers (Modell 5113, EG&G Instruments, USA) 1.000-fach verstärkt und bei einer Grenzfrequenz von  $f_{3\text{dB}} = 3 \text{ kHz}$  tiefpassgefiltert. Das Signal wird über einen Signalanalysator (Modell 35670A, Agilent Technologies, Böblingen, Deutschland) ausgewertet. Zur Charakterisierung der Übertragungsstrecke dient der Metallfilmwiderstand, der mit  $R = 1,8 \text{ k}\Omega$  in der Größenordnung der zu vermessenden Sensoren liegt. Nach Gl. (3.41) korreliert dieser Wert bei Raumtemperatur mit einer Rauschleistungsdichte von  $L_{n,J} = 5,4 \cdot 10^{-6} \text{ mV}/\sqrt{\text{Hz}}$ . Abbildung 4.7 zeigt das resultierende Spektrum. Durch das Systemrauschen bedingt ist der Wert für die Rauschleistungsdichte des Widerstands leicht erhöht und liegt bei etwa  $6 \cdot 10^{-6} \text{ mV}/\sqrt{\text{Hz}}$ . Das Spektrum weist einige Artefakte auf, deren Herkunft im Folgenden diskutiert wird. Wie eine Kurzschlussmessung am Signalanalysator bestätigt, wird der Peak samt Nebenmaxima im Bereich bis 20 Hz durch den Signalanalysator selbst hervorgerufen (vgl. auch [171]). Wird die Messbandbreite des Analysators verkleinert, so verringert sich die Breite des Peaks. Das Leistungsdichtespektrum des Sensors kann auch für Frequenzen  $\geq 10 \text{ Hz}$  ausgewertet werden. Der Peak bei 50 Hz und dessen Vielfachen ist einerseits bedingt durch den Netzbetrieb des Verstärkers, andererseits darauf zurückzuführen, dass in einem ungeschirmten Raum gemessen wird. Die leichte Überhöhung im Bereich von 1 kHz wird durch die in der Anordnung integrierten Tiefpassfilter hervorgerufen.

Zur Analyse des thermischen Rauschens wird der Bereich  $> 20 \text{ Hz}$  ausgewertet, um die Artefakte der Messkette zu relativieren. Zur Charakterisierung des frequenzabhängigen Rauschens der Sensoren wird in Abhängigkeit des Betriebsstroms  $I_0$  das



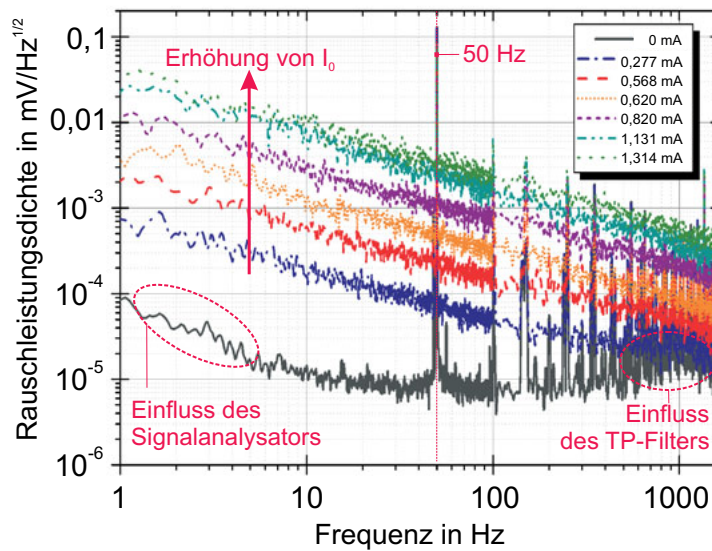
**Abb. 4.7:** Rauschleistungsdichtespektrum des Metallfilmwiderstands mit  $R = 1,8\text{ k}\Omega$ . Die gestrichelte Linie bei  $6 \cdot 10^{-6} \text{ mV}/\sqrt{\text{Hz}}$  markiert den Pegel der mittleren effektiven Rauschspannung des Widerstands. Die Kennlinie bildet das Übertragungssystem ab. Der Peak einschließlich Nebenmaxima im Bereich  $< 20\text{ Hz}$  verschiebt sich im Frequenzbereich abhängig von der eingestellten Bandbreite des Analysators. Um möglichst auch niederfrequente ( $\leq 1\text{ Hz}$ ) Signalanteile messen zu können, werden jeweils zwei Spektren mit oberer Grenzfrequenz von  $100\text{ Hz}$  bzw. von  $100\text{ Hz}$  bis  $1,6\text{ kHz}$  aufgenommen und überlagert. Die Peaks bei Vielfachen von  $50\text{ Hz}$  sind auf eingekoppelte Netzstörungen zurückzuführen.

Rauschleistungsdichtespektrum in  $\text{V}/\sqrt{\text{Hz}}$  für den Bereich von  $1\text{ Hz}$  bis  $1\text{ kHz}$  gemessen. Der Betriebsstrom wird von  $0$  bis  $1,314\text{ mA}$  variiert, indem über den Wert des Metallfilmwiderstands  $R_{\text{AP}}$  der Arbeitspunkt eingestellt wird (Abb. 4.6). Die Rauschleistungsdichte der Sensoren im niederfrequenten Bereich wird vom eben beschriebenen Systemrauschen überlagert. Der Anstieg der spektralen Leistungsdichte muss gegebenenfalls extrapoliert werden, um den wahren Verlauf für Frequenzen im Bereich von  $1\text{ Hz}$  zu ermitteln. Mit steigendem Versorgungsstrom übersteigt das Eigenrauschen der Sensoren das Systemrauschen und der frequenzabhängige Verlauf des Spektrums kann auch für Frequenzen  $< 20\text{ Hz}$  analysiert werden (Abb. 4.8).

Die Abhängigkeit der Leistungsdichte vom Strom wird mittels folgender Gleichungen beschrieben [137]

$$L_{\text{n,H}} = k \cdot I_0^n \cdot \frac{1}{f}. \quad (4.3)$$

Der Parameter  $k$  ist eine materialabhängige Proportionalitätskonstante. Der Parame-



**Abb. 4.8:** Rauschleistungsdichtespektren eines piezoresistiven Silizium-Messelements der Variante 1b ( $h_M = 50 \mu\text{m}$ ,  $l_M = 0,5 \text{ mm}$ ). Der Versorgungsstrom wird in sieben Stufen im Bereich von 0 bis 1,314 mA variiert. Mit Erhöhung des Betriebsstromes erhöht sich der Betrag der Rauschleistungsdichte und das einem  $1/f$ -Verlauf folgende Spektrum verschiebt sich parallel in vertikaler Richtung. Der Betriebsstrom der Siliziumelemente liegt typischerweise bei 1 mA, was bei einer Frequenz von 1 Hz eine Rauschleistungsdichte von  $2 \cdot 10^{-5} \text{ V}/\sqrt{\text{Hz}}$  zur Folge hat.

ter  $n$  beschreibt die Stromabhängigkeit der Leistungsdichte und kann anhand zweier Stützstellen  $I_{01}$  und  $I_{02}$  nach Formel (4.4) berechnet werden:

$$n = \frac{\lg_{I_{01}}(L_n(f_1))}{\lg_{I_{02}}(L_n(f_1))}. \quad (4.4)$$

Die Messergebnisse werden im Folgenden vorgestellt und diskutiert.

## Messergebnisse

Abbildung 4.8 zeigt den Verlauf der spektralen Leistungsdichte für verschiedene Versorgungsströme. Für  $I_0 = 0 \text{ mA}$  ist der Verlauf mit Abbildung 4.7 vergleichbar, wobei zusätzlich noch bei etwa 1 kHz der Einfluss des in der Messstrecke enthaltenen Tiefpasses mit einer Grenzfrequenz  $f_{3\text{dB}} = 1 \text{ kHz}$  sichtbar ist. Sobald der Sensor mit Strom versorgt wird, steigt die Rauschleistungsdichte an und der  $1/f$ -Verlauf wird deutlich. Um die Abhängigkeit vom Betriebsstrom zu ermitteln, ist die Bestimmung des Parameters  $n$  nötig. Hierzu werden die Beträge der spektralen Dichte bei 10 Hz bei  $I_{01} = 0,277 \text{ mA}$  bzw.  $I_{02} = 1,314 \text{ mA}$  in Formel (4.4) eingesetzt. Der Parameter nimmt einen Wert von

2,02 an, was mit Ableseungenauigkeiten begründet werden kann. Der Zusammenhang kann folglich als  $L_n \propto I_0^2$  beschrieben werden.

Zur Ermittlung der Rauschspannung für Frequenzen  $\leq 20$  Hz wird der Verlauf extrapoliert. So ergibt sich bei 1 Hz und einem Betriebsstrom von etwa 1 mA eine Rauschleistungsdichte von  $2 \cdot 10^{-5} \text{ V}/\sqrt{\text{Hz}}$  bei einer Bezugsbandbreite von 1 Hz. Der gemessene Wert ist um Faktor 10 größer als im Abschnitt 3.4 vorhergesagt, aber dennoch in der selben Größenordnung wie bei vergleichbaren Anordnungen [135]. Ein Grund hierfür kann in der fehlerhaften Annahme des Parameters  $\alpha$  liegen.  $\alpha$  ist abhängig von der Dotierungstiefe und der Annealing-Temperatur und kann Werte im Bereich von  $10^{-3}$  bis  $10^{-6}$  annehmen (Abb. 3.21) [135, 141]. Unter Berücksichtigung von Gl. (3.44) kann aus der gemessenen Rauschleistungsdichte die minimal detektierbare Dehnung abgeschätzt werden. Sie ergibt sich zu  $S_{\min} = 8,8 \cdot 10^{-8}$ , was einem üblichen Wert bei inhomogen dotierten Siliziumsensoren entspricht [135].

## 4.4 Analyse des statischen Übertragungsverhaltens

Zur Untersuchung des elektromechanischen Übertragungsverhaltens werden die applizierten Messelemente einem uniaxialen Spannungsfeld ausgesetzt. Dieses Spannungsfeld wird durch einen Weg-geregelten Vier-Punkt-Biegeversuch, welcher im Rahmen der Arbeit realisiert wurde, im Messobjekt erzeugt (Abb.4.9). Als Messobjekt dient eine Blattfederstruktur aus dem Sonderstahl 17–4 PH. Die mechanischen Randbedingungen sowie der Versuchsaufbau werden im Folgenden beschrieben.

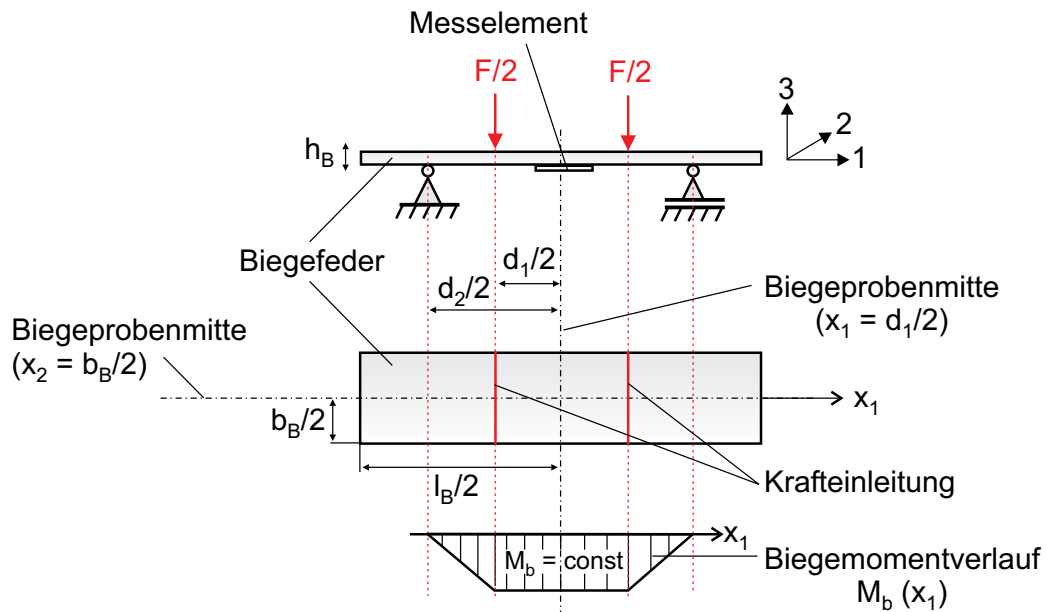
### 4.4.1 Dehnungsmessplatz

Im Gegensatz zum einseitig eingespannten Biegebalken, bei welchem das Messelement einen Dehnungsgradienten erfährt, wird beim Vier-Punkt-Biegeversuch ein konstantes Biegemoment und damit eine konstante Oberflächendehnung in Längsrichtung erzeugt (Abb. 4.9). Die mechanischen Grundlagen des Vier-Punkt-Biegeversuchs werden zunächst erläutert.

#### Mechanik des Vierpunkt-Biegeversuchs

Die Kraft wird als Linienlast eingeleitet. Die Auflager sind ebenfalls linienförmig ausgeführt, so dass im Bereich zwischen den Krafteinleitungslinien (Länge  $d_1$ ) ein uniaxiales Dehnungsfeld in  $x_1$ -Richtung erzeugt wird.

Um die wirkende Dehnung zu berechnen, ist das allgemeine Differentialgleichungs-



**Abb. 4.9:** Mechanik des Vier-Punkt-Biegeversuch. Die Kraft wird als parallele Linienlast ( $x_2$ -Richtung) im Abstand  $d_1$  in negativer  $x_3$ -Richtung eingeleitet. Die Auflager sind ebenfalls linienförmig ausgeführt und im Abstand  $d_2$  parallel zueinander angeordnet. Im realisierten Versuchsaufbau (vgl. Anhang C, Abb. C.3) wurden folgende Parameter gewählt:  $d_1 = 40 \text{ mm}$ ,  $d_2 = 70 \text{ mm}$  (Krafteinleitung);  $b_B = 20 \dots 10 \text{ mm}$ ,  $l_B = 120 \dots 90 \text{ mm}$ ,  $h_B = 0,7 \dots 3 \text{ mm}$  (Biegeprobe). Eine Verdrehung von Biegeprobe oder appliziertem Messelement um die  $x_3$ -Achse führt zu einem Winkel  $\alpha$  zwischen der Symmetrielinie der Biegeprobe und der  $x_1$ -Achse der Gesamtanordnung, was zu einer fehlerhaften Berechnung der wirkenden Dehnung führt (Abb. 4.11).



system der Biegelinie  $w(x_1)$  zu lösen [30]. Das Produkt aus Elastizitätsmodul  $E = E_B$  und Flächenträgheitsmoment  $I_2 = (b_B \cdot h_B^3)/12$  bildet hierbei die Biegesteifigkeit des Messobjekts.

$$EI_2 \cdot w^{IV}(x_1) = q(x_1) = q_0 \quad (4.5)$$

$$EI_2 \cdot w^{III}(x_1) = -Q(x_1) = q_0 \cdot x_1 + C_1 \quad (4.6)$$

$$EI_2 \cdot w^{II}(x_1) = -M_2(x_1) = \frac{1}{2} \cdot q_0 \cdot x_1^2 + C_1 \cdot x_1 + C_2 \quad (4.7)$$

$$EI_2 \cdot w^I(x_1) = \frac{1}{6} \cdot q_0 \cdot x_1^3 + \frac{1}{2} \cdot C_1 \cdot x_1^2 + C_2 \cdot x_1 + C_3 \quad (4.8)$$

$$EI_2 \cdot w(x_1) = \frac{1}{24} \cdot q_0 \cdot x_1^4 + \frac{1}{6} \cdot C_1 \cdot x_1^3 + \frac{1}{2} \cdot C_2 \cdot x_1^2 + C_3 \cdot x_1 + C_4 \quad (4.9)$$

Anhand der Lagerreaktionen und Lasten können die Integrationskonstanten bestimmt werden. Nach dem in Abbildung 4.9 gezeigten mechanischen Schema gilt:

- Linienlastverlauf:  $q_0 = 0$
- Querkraftverlauf:  $Q(x_1) = \frac{F}{2} \cdot \left( 1 - \left\langle x - \frac{d_1 - d_2}{2} \right\rangle^0 - \left\langle x - \frac{d_1 + d_2}{2} \right\rangle^0 \right)$
- Momentenverlauf:  $M_2(x_1) = \frac{F}{2} \cdot \left( x_1 - \left\langle x - \frac{d_1 - d_2}{2} \right\rangle^1 - \left\langle x - \frac{d_1 + d_2}{2} \right\rangle^1 \right)$

Die dreieckige Klammerung kennzeichnet die sogenannte FÖPPL-Darstellung und begrenzt den Gültigkeitsbereich der Gleichung [30, 172]. Es gilt

$$\langle x - a \rangle^n = \begin{cases} 0 & \text{für } x < a \\ (x - a)^n & \text{für } x > a \end{cases}, \quad (4.10)$$

wobei das Symbol für  $n = 0$  ein Sprung an der Stelle  $x = a$  beschreibt. Aus dem Momentenverlauf (Abb. 4.9) ergibt sich der folgende Dehnungsverlauf:

$$S_1(x_1) = -w^{II}(x_1) \cdot \frac{h_B}{2} = M_2(x_1) \cdot \frac{h_B}{4 \cdot E \cdot I_2}. \quad (4.11)$$

Die maximale Dehnung tritt im Bereich der Messobjektmitte ( $-d_2/2 < x_1 < +d_2/2$ ) auf, die in Abhängigkeit der Durchbiegung  $w(x_1 = d_1/2)$  angegeben werden kann

$$S_{1,\max}(x_1 = d_1/2) = \frac{12 \cdot h_B \cdot w(x_1 = d_1/2)}{2 \cdot d_1^2 + 2 \cdot d_1 \cdot d_2 - d_2^2}. \quad (4.12)$$

Der Versuchsaufbau ist so dimensioniert, dass die in Tabelle 4.5 zusammengefassten Anforderungen erfüllt sind. Der Abstand der Krafteinleitungsbereiche  $d_1$  beträgt maximal 40 mm und kann auf 10 mm reduziert werden (Abb. 4.9). Der Abstand der Auflager  $d_2$  liegt bei 70 mm. Mögliche Verwindungen der Biegeprobe können zu einer asymmetrischen Krafteinleitung und damit zu einem Messfehler führen. Um dem entgegenzuwirken, ist die Krafteinleitung mittels eines Kugelgelenks gelagert, welches in

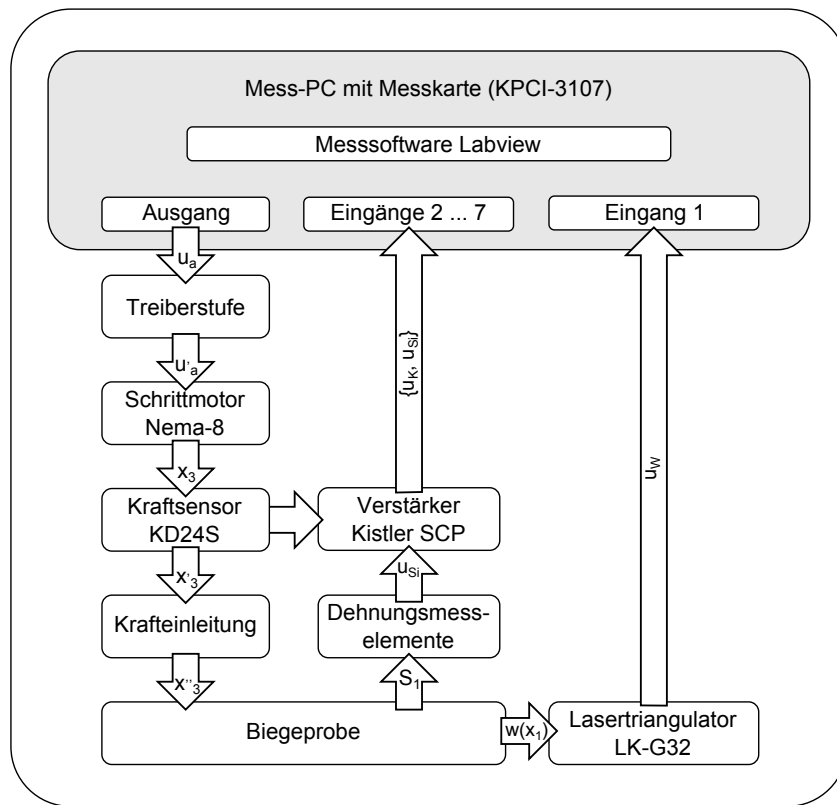
**Tabelle 4.5:** Hauptanforderungen an den Vier-Punkt-Biegeversuch zur Analyse der statischen Übertragungseigenschaften von Dehnungssensoren

Nr.	Bezeichnung	Wert	F/W	Bemerkung
1	Dehnung $S_1$	$10^{-6}$ bis $10^{-3}$	F	statisch, in $x_1$ -Richtung
2	Dehnung $S_1$	$10^{-6}$ bis $10^{-2}$	W	statisch, in $x_1$ -Richtung
3	Auflösung $S_{\min}$	$\leq 10^{-6}$	F	quasistatisch
4	Länge $l_M$	$\leq 30$ mm	F	Messelement
5	Breite $b_M$	$\leq 15$ mm	F	Messelement
6	E-Modul $E_B$	$\leq 210$ GPa	F	Messobjekt
7	Dicke $h_B$	$\leq 5$ mm	F	Messobjekt

der entsprechenden Lage arretiert werden kann. Die Kraft wird durch einen elektrodynamischen Schrittmotor (Nema-8, A-Drive Technology, Taunusstein, Deutschland) erzeugt, welcher Kräfte bis 95 N mit einer Wegauflösung von  $0,19 \mu\text{m}$  im Achterschrittbetrieb erzeugen kann. Die Kraft wird über einen uniaxialen resistiven Kraftsensor (KD24S, ME-Messtechnik GmbH, Hennigsdorf, Deutschland) mit einer Nennlast von 50 N und einer Genauigkeit von 0,1 % erfasst. Die Auslenkung wird an der Position der Auflagermitte optisch über einen Lasertriangulator (LK-G32, Keyence, Frankfurt, Deutschland) ermittelt. Die Wegauflösung beträgt  $0,05 \mu\text{m}$  bei einem Messbereich von  $\pm 5$  mm.

Um unabhängig von der Biegesteifigkeit des Messobjekts die Dehnung erzeugen zu können, dient die Durchbiegung des Messobjekts als Regelgröße. Über die Erfassung der Kraft kann zusätzlich eine Kraft-Weg-Kennlinie aufgenommen und der E-Modul des Messobjekts bestimmt werden. Die Datenerfassung sowie die Ausgabe der Regelsignale erfolgt über eine PC-gesteuerte Schnittstelle (AD/DA-Konverter KPCI-3107, Keithley Instruments GmbH, Germering, Deutschland) mit einer Auflösung von 16 bit. Der Kraftsensor sowie die zu charakterisierenden Messelemente werden über einen spannungsgespeisten Universalmessverstärker (SCP 2853A Typ 5271, Kistler Holding AG, Winterthur, Schweiz) bzw. über einen stromgespeisten Verstärker (SCP 2853A Typ 4665, Kistler Holding AG, Winterthur, Schweiz) versorgt und verstärkt. Das zugehörige Blockschaltbild des Messplatzes ist in Abbildung 4.10 dargestellt.

Im Folgenden werden die Fehlerquellen der Versuchsanordnung analysiert und die



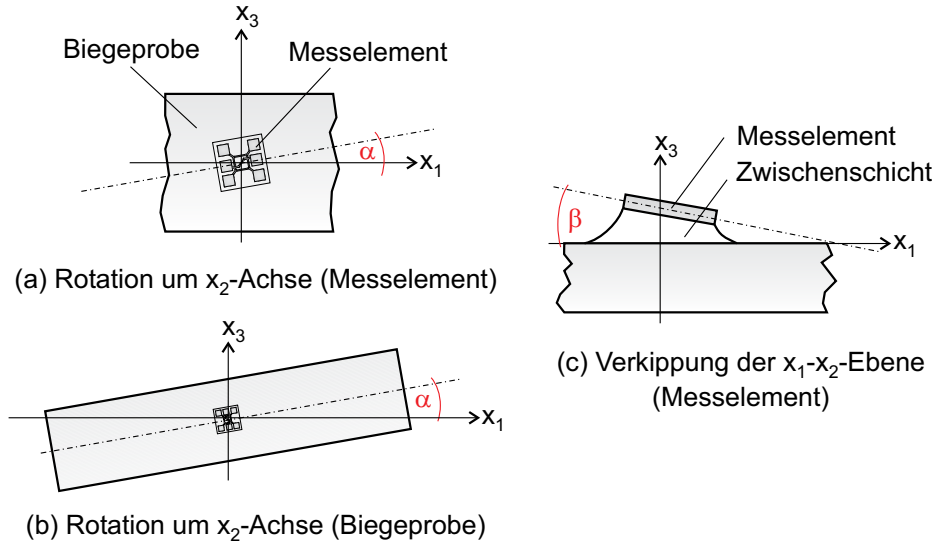
**Abb. 4.10:** Blockschaltbild des Messplatzes zur Erzeugung eines uniaxialen Dehnungszustandes. Der zugehörige Versuchsaufbau ist im Anhang C auf Abbildung C.3 dargestellt.

Messunsicherheit quantifiziert.

### Charakterisierung des Messplatzes

Aus Formel (4.11) können die geometrischen Parameter, die zur Berechnung der Dehnung nötig sind, abgelesen werden. Die Abstände  $d_1$  und  $d_2$  fließen quadratisch, die maximale Durchbiegung und die Biegeprobendicke linear in die Berechnung der Dehnung ein. Da die Position der Auflager zueinander sowie die Position des optischen Wegsensors festgelegt ist, führt deren Fehlpositionierung zu einem systematischen Fehler, der bei der Berechnung der Dehnung berücksichtigt werden muss.

Aus dem Verlauf der Biegelinie  $w(x_1)$  kann der Einfluss einer Fehlpositionierung des optischen Wegsensors berechnet werden. Für eine Abweichung von 1 mm von der Stelle der maximalen Auslenkung ( $d_1/2$ ) ergibt sich eine um 0,03 % zu klein angenommene Dehnung. Die Abweichung von  $d_1$  bzw.  $d_2$  vom angenommenen Wert um  $\pm 100 \mu\text{m}$ , was der Fertigungstoleranz entspricht, führt zu einer systematisch zu klein bzw. zu groß



**Abb. 4.11:** Fehlpозиtionierung von Messelement und Biegeprobe. Durch Rotation der Symmetrieachse von Messelement (a) bzw. Biegeprobe (b) um die  $x_1$ -Achse der Messanordnung um den Winkel  $\alpha$  kommt es zu einer Reduzierung der im Messelement erzeugten Dehnung. Es gilt  $S_{1,\alpha} = \sin(\alpha) \cdot S_1$ . Durch eine ungleichmäßige Zwischenschichtdicke (c) kann es zusätzlich zu einer Verkipfung des Messelements bezogen auf die  $x_2$ - $x_1$ -Ebene kommen.

angenommenen Dehnung von etwa 0,25 % des angenommenen Wertes  $S_{1,\text{soll}}$ . Eine Abweichung der Biegeprobengeometrie im Rahmen der Fertigungstoleranzen von  $\pm 10 \mu\text{m}$  und damit des Flächenträgheitsmoments  $I_2$  führt zu einem relativen Fehler von etwa 1 %. Bei gleichzeitiger Berücksichtigung der Toleranzen liegt der systematische Gesamtfehler der erzeugten Dehnung bei etwa 1,8 %.

Die Messunsicherheit beinhaltet zudem die zufälligen Fehler wie Fehlpозиtionierung von Biegeprobe und Messelement bei der Applizierung (Abb. 4.11), das Rauschen der Komponenten sowie die Auswirkungen durch Temperatur- oder Luftfeuchtigkeitsschwankungen. Eine Verdrehung der Biegeprobe um die  $x_3$ -Achse der Gesamtanordnung um  $\alpha \approx \pm 1^\circ$  (Abb. 4.9) führt zu einer um 0,1 % abweichend angenommenen Dehnung. Der Fehler des Messverstärkers liegt nach dem Kalibrierschein bei etwa 0,015 %. Da die Messungen in einem klimatisierten Labor durchgeführt werden, liegt die Temperaturschwankung während einer Messung unter  $\pm 1 \text{ K}$  und die Luftfeuchtigkeit wird als invariant während der Messung angenommen.

Um die Messunsicherheit der gesamten Anordnung zu ermitteln, werden zwei Versuchsreihen durchgeführt. Zur Bestimmung der Messunsicherheit bei der Angabe des E-Modulwerts werden Biegeproben aus dem Federstahl 1.4310 ( $E = 210 \text{ GPa}$ ) mehrfach

be- und entlastet und der im Versuch ermittelte mit dem tatsächlichen Materialwert verglichen. Der relative Fehler liegt bei etwa 5 %. In einer zweiten Messreihe wird eine Biegeprobe aus dem gleichen Material mit der Dicke 1 mm mit einem Folien-DMS (LY-41S3, HBM GmbH, Darmstadt, Deutschland),  $K$ -Faktor von  $2,06 \pm 1 \%$ , in mehreren Be- und Entlastungszyklen vermessen. Die absolute Abweichung zwischen der tatsächlichen und der aus der Auslenkung berechneten Dehnung beträgt bei Nennlast etwa  $\Delta S = 5 \cdot 10^{-6}$ , was einem reduzierten Fehler von  $\leq 1,1 \%$  entspricht. Der ermittelte  $K$ -Faktor liegt bei jeder Messung betragsmäßig unter dem tatsächlichen Datenblattwert.

Der größte Fehlereinfluss entsteht durch eine Verdrehung des Messelements und der damit fehlerhaft angenommenen Dehnung. Unter Berücksichtigung der in Abbildung 4.11 aufgeführten Fehlerfälle, insbesondere durch das manuelle Einlegen der Biegeprobe, wird für die Messunsicherheit des Messplatzes ein Wert von  $F \approx 2 \%$  angenommen. Beim manuellen Kleben ist die Standardabweichung der Zwischenschichtdicke leicht erhöht. Im Fall der aufgeglasten Elemente (Kennzeichnung durch 'g', Tab. 4.6) wird die Schichtdicke durch Siebdruck realisiert und die Standardabweichung fällt geringer aus.

#### 4.4.2 Messergebnisse

Zur Charakterisierung der Messelemente werden drei bis vier Siliziumelemente eines Typs auf eine Biegeprobe appliziert und durch Drahtbonden kontaktiert (Abb. 4.12). Die aufgebauten Biegeproben unterscheiden sich hinsichtlich des Dehnungsmesselement-Typs und der verwendeten Aufbautechnik. Die Parameter sind in Tabelle 4.6 zusammengestellt.

Um thermische Einschwingvorgänge abklingen zu lassen, werden die Messelemente mindestens 60 min bestromt, bevor das Messregime bestehend aus zehn Be- und Entlastungszyklen startet (Abb. 4.13). Abhängig von der gewünschten Maximaldehnung und der Anzahl der Laststufen ergibt sich die verwendete Schrittweite. Für die Siliziumelemente wird die Maximaldehnung abhängig von der Applizierung sowie der Geometrie der Biegeprobe auf  $S_{\max} = 2,5 \cdot 10^{-4}$  für aufgeglaste und  $S_{\max} = 3 \cdot 10^{-4}$  für aufgeklebte Elemente festgelegt und die Dehnung in insgesamt zehn Stufen variiert. Nach dem Anfahren der jeweiligen Stufe werden bei einer Wartezeit von  $t_1 = 1$  s für eine Dauer von  $\Delta t = 20$  s jeweils 500 Messwerte aufgenommen und gemittelt.

Zur Ermittlung des statischen Übertragungsverhaltens wird aus den Messwerten mittels Gl. (4.12) der Dehnungsverlauf berechnet. Hierauf folgen aus der Steigung der mittleren Kennlinie sowie den Abweichungen vom Sollkennlinienverlauf die Werte für Empfindlichkeit ( $K$ -Faktor), Linearitäts- und Hysteresefehler, welche als reduzierte

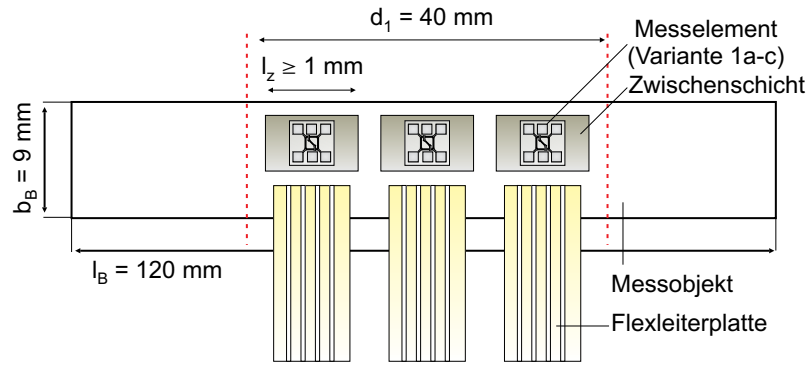
**Tabelle 4.6:** Messelementvarianten, die hinsichtlich ihres statische Übertragungsverhaltens untersucht werden. Die Beträge der Zwischenschichtdicken  $h_Z$  jeder Probe werden messtechnisch untersucht, indem verschiedene Höhenprofile aufgenommen werden. Im Fall der aufgeglasten Elemente wird mittels eines optischen Profilometers (Sensofar Plμ Neox, Terrassa, Spanien) die Topologie aufgenommen, im Fall der geklebten wird ein taktiles Messsystem (Dektak 8 Profiler, Veeco Instruments, Plainview, USA) verwendet. Der Probenname kodiert die Parameter: 'Variante'-'Dicke'-'Zwischenschichtmaterial' (g - Glaslot, e - Epoxid).

Probenname	Messelement: $h_M, l_M$	Zwischenschicht, $h_Z$
1-30-g	Variante 1a: 30 $\mu\text{m}$ , 500 $\mu\text{m}$	G018-223, $60 \pm 19 \mu\text{m}$
1-30-e	Variante 1a: 30 $\mu\text{m}$ , 500 $\mu\text{m}$	Epotek 353ND, $15 \pm 7 \mu\text{m}$
1-50-g	Variante 1b: 50 $\mu\text{m}$ , 500 $\mu\text{m}$	G018-223, $60 \pm 19 \mu\text{m}$
1-50-e	Variante 1b: 50 $\mu\text{m}$ , 500 $\mu\text{m}$	Epotek 353ND, $15 \pm 7 \mu\text{m}$
1-68-e	Variante 1c: 68 $\mu\text{m}$ , 500 $\mu\text{m}$	EP250, Vishay, $15 \pm 7 \mu\text{m}$
2-30-g	Variante 2a: 30 $\mu\text{m}$ , 1 mm	G018-223, $60 \pm 19 \mu\text{m}$
2-30-e	Variante 2a: 30 $\mu\text{m}$ , 1 mm	Epotek 353ND, $15 \pm 7 \mu\text{m}$
2-50-g	Variante 2b: 50 $\mu\text{m}$ , 1 mm	G018-223, $60 \pm 19 \mu\text{m}$
2-50-e	Variante 2b: 50 $\mu\text{m}$ , 1 mm	Epotek 353ND, $15 \pm 7 \mu\text{m}$
4-20-e	Variante 4a*: 390 $\mu\text{m}$ , 2 mm	UHU endfest 300, $20 \pm 5 \mu\text{m}$

Fehler angegeben und daher auf den Nennwert bezogen werden. Die Empfindlichkeit  $B_S = \beta_m \cdot B_0$  hat die Einheit  $\text{mV}/(\mu\text{m}/\text{m})$  und wird aus der Steigung der Kennlinie berechnet. Zur Ermittlung des  $K$ -Faktors wird dieser Wert auf das Produkt aus Widerstandswert  $R_0$  für den mechanisch unbelasteten Fall und dem Versorgungsstrom  $I_0$  bezogen (Speisespannung). Der durch den Messverstärker realisierte Verstärkungsfaktor  $V$  wird bei der Berechnung berücksichtigt:

$$B_S = \frac{1}{V} \cdot \frac{u_{\max} - u_o}{S_0 - S_{\max}}, \quad (4.13)$$

$$K_L = \frac{1}{V} \cdot \frac{u_{\max} - u_o}{I_0 \cdot R_0 \cdot (S_0 - S_{\max})}. \quad (4.14)$$



**Abb. 4.12:** Anordnung der Messelemente auf der Biegeprobe. Die Dicke der Probe beträgt  $h_B = 2 \text{ mm}$ . Die Abmessung  $d_1$  kennzeichnet den Bereich der konstanten Dehnung in Längsrichtung. Jeweils drei Elemente des gleichen Typs werden innerhalb eines Messvorgangs untersucht und ihre Ausgangsspannungen parallel über einen Mehrkanalmessverstärker ausgelesen. Die untersuchten Varianten sind in Tab. 4.6 aufgelistet (s. auch Abb. 4.1).

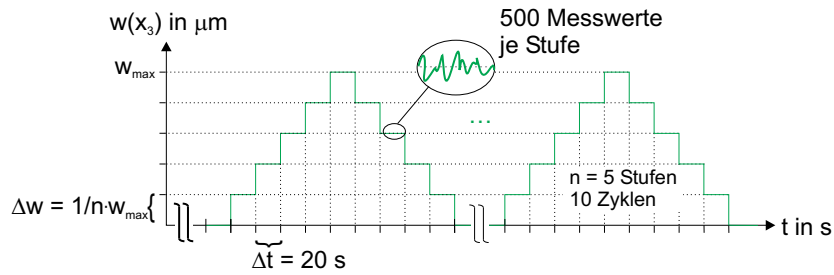
Die Berechnung der reduzierten systematischen Fehler erfolgt nach

$$F_H = \max \left\{ \frac{|u_{\uparrow} - u_{\downarrow}|}{u_{\max} - u_o} \right\} \text{ bzw.} \quad (4.15)$$

$$F_L = \max \left\{ \frac{|u_{\text{ist}} - u_{\text{soll}}|}{u_{\max} - u_o} \right\}, \quad (4.16)$$

wobei  $u_{\text{soll}}$  der aktuelle Sollwert des als linear angenommenen Verlaufs mit der Steigung  $B_S$  ist. Zusätzlich wird noch die sich ergebende Nullpunktverschiebung  $\Delta u_0$  erfasst, welche sich innerhalb eines Messregimes ergibt. Aus diesem Parameter kann ein mögliches Kriechen der Anordnung bestimmt und quantifiziert werden. Die Messwerte sind in Tabelle 4.7 zusammengefasst.

Der Stichprobenumfang ist durch den Ausfall von Sensoren insgesamt reduziert. Der Grund liegt in einem Defekt in der Kontaktierung beim Drahtbonden. Die Anzahl der auswertbaren Sensoren ist auf  $n = 3$ , im Fall der Proben 1-68-e, 2-30-g und 4-20-e sogar auf eins reduziert. Um eine statistisch belastbare Aussage zu erhalten, ist der Stichprobenumfang zu erhöhen. Die Standardabweichung  $s$  der  $K$ -Faktoren des Ensembles ist insbesondere bei den aufgeklebten Elementen stark erhöht. Ein Grund für die hohe Standardabweichung kann auf einen Defekt im Layout des elektrischen Wandlers zurückgeführt werden, der eine Temperaturabhängigkeit des Versorgungsstromes der Brücke bewirkt. Dieser Defekt betrifft ausschließlich die auf  $30$  bzw.  $50 \mu\text{m}$  abgedünnten Elemente. Die Beschreibung und Analyse des Fehlers erfolgt im Anhang G. Die Standardabweichung innerhalb der Vermessung einer Probe (zehn Be- und Entlastungszyklen) ist mit  $s \leq 5$  wesentlich geringer und die ermittelten Werte für die



**Abb. 4.13:** Schematischer Verlauf der Be- und Entlastungszyklen.  $w(x_3)$  bezeichnet die Auslenkung der Probenmitte. Anzahl der Durchläufe bzw. Stufen ist einstellbar. Für die Siliziumelemente wurde  $n = 5$  sowie  $m = 10$  gewählt. Zur Ermittlung der erzeugten Dehnung wird die Auslenkung der Biegeprobenmitte für die jeweilige Laststufe erfasst. Nach Erreichen der Laststufe werden je Kanal 500 Messwerte aufgenommen. Die Datenauswertung erfolgt nach Abschluss des Messvorgangs durch eine Matlabroutine.

$K$ -Faktoren können somit innerhalb eines Messregimes als zuverlässig angenommen werden.

Auffällig sind die erhöhten Linearitäts- und Hysteresefehler der applizierten Sensoren, die im Vergleich zu piezoresistiven Silizium-Drucksensoren die übliche Messunsicherheit von  $F \leq 0,1\%$  übersteigen [11]. Im Fall der durch Kleben applizierten Messelemente (durch 'e' gekennzeichnete Proben) tritt die Nichtlinearität insbesondere im Bereich des Nullpunkts auf. Bei den aufgelasteten Messelementen (durch 'g' gekennzeichnete Proben) ist ein 'Einfahren' über drei bis vier Belastungszyklen zu beobachten, nach welchem die Sensoren eine verringerte Messunsicherheit aufweisen. Beide systematischen Fehler sinken hierdurch um bis zu  $1,5\%$  bezogen auf den Nennwert. Zudem kann beobachtet werden, dass der Hysteresefehler insgesamt kleinere Werte als der Linearitätsfehler annimmt. Die Ausnahme bildet die Probe 2-30-g. Die größte Hysterese tritt im Bereich der ersten Laststufe auf.

Die Probe 4-20-e (entkoppelte Messplatte) ist ein durch Sägen strukturierter Drucksensor (Modell C26, TDK EPCOS AG, Stahnsdorf, Deutschland), welche eine mit Variante 4a vergleichbare Topologie besitzt. Die Dicke der Messplatte ist mit etwa  $20 \mu\text{m}$  jedoch geringer. Die Grundfläche des Messelements liegt mit  $l_M \times b_M = 2,05 \times 1 \text{ mm}^2$  [173] in der selben Größenordnung wie Variante 4c. Zur Applizierung wird ein thermisch vernetzendes Epoxidharz (UHU endfest 300) mit vergleichbaren Eigenschaften wie die beiden anderen Klebstoffe eingesetzt. Im Gegensatz zu den übrigen Varianten wird die Probe Nr. 10 in einer dem Simulationsszenario entsprechenden Biegebalkenanordnung untersucht [174, 175]. In der Simulation wird eine relative Widerstandsänderung von



**Tabelle 4.7:** Ergebnisse der untersuchten Silizium-Messelemente. Zur Charakterisierung der Übertragungseigenschaften werden der Drift der Offsetspannung  $\Delta u_0$  während der Messzyklen, die Empfindlichkeit ( $K$ -Faktor) sowie die beiden systematischen Fehler Nichtlinearität  $F_L$  und Hysterese  $F_H$  als reduzierte Fehler angegeben und  $n$  gibt die Anzahl der untersuchten Messelemente an. Der Probennamen kodiert die Parameter: 'Variante'-'Dicke'-'Zwischenschichtmaterial (g - Glaslot, e - Epoxid)'.

Probenname.	$\Delta u_0$ in mV	$K_L$	$F_L$ in %	$F_H$ in %	Anzahl $n$
1-30-g	0,13...0,29	$55,43 \pm 5,46$	$\leq 2,23$	$\leq 1,27$	3
1-30-e	-0,01...0,02	$52,64 \pm 13,21$	$\leq 1,19$	$\leq 2,13$	3
1-50-g	0,01...0,03	$49,54 \pm 4,6$	$\leq 3,62$	$\leq 1,58$	3
1-50-e	0,04...0,09	$60,69 \pm 15,81$	$\leq 1,66$	$\leq 3,22$	3
1-68-e	n.v.	$30 \pm 2$	$\leq 0,50$	$\leq 2,10$	1
2-30-g	0,08...0,32	$130,65 \pm 4,29$	$\leq 2,21$	$\leq 3,49$	3
2-30-e	0,02...0,13	$100,73 \pm 5,79$	$\leq 2,23$	$\leq 1,36$	3
2-50-g	-0,19...0,08	$112,50 \pm 4,91$	$\leq 1,79$	$\leq 1,66$	1
2-50-e	-0,32...0,16	$60,22 \pm 5,66$	$\leq 6,7$	$\leq 1,45$	3
4-20-e	n.v.	$57,6 \pm 2$	$\leq 0,91$	$\leq 2,15$	1

etwa 1,5 % und damit ein  $K$ -Faktor von etwa 60 vorhergesagt (Abb. 3.13,  $h_Z = 30 \mu\text{m}$ ). Mit  $K \approx 57,6$  bestätigen die Messungen das Simulationsergebnis.

## 4.5 Schlussfolgerungen aus den Messungen

Im Folgenden werden die Messergebnisse zusammengefasst und mit den in Kapitel 3 erzielten Entwurfsergebnissen hinsichtlich der Dehnungsübertragungsrate  $\beta_M$  sowie der Empfindlichkeit  $B_0$ , der systematischen Fehler, der Eigenstörungen und der temperaturinduzierten Fehler verglichen. Zunächst werden die Letztgenannten besprochen.

**Nullpunktstabilität** Die Temperatur beeinflusst als Hauptstögröße das Übertragungsverhalten des Sensors. Um die Einflüsse quantifizieren zu können, wurde die temperaturinduzierte Änderung der piezoresistiven Widerstandsgebiete sowie des Nullpunktsignals untersucht und die linearen Temperaturkoeffizienten  $\alpha_R$  und  $\alpha_N$  abgeleitet. Beide

Werte liegen im erwarteten Bereich [11]. Die erhöhte Streuung bei  $\alpha_R$  ist auf die verwendete Zweileitertechnik zurückzuführen und keine Folge des Halbleiterprozesses. Die temperaturinduzierten Einflüsse der Aufbau- und Verbindungstechnik auf die Temperaturkoeffizienten wurden im Rahmen dieser Arbeit nicht untersucht. Nach [11, 12] ist jedoch zu erwarten, dass mit steigender Schubsteifigkeit der Zwischenschicht der Einfluss der thermo-mechanischen Spannungen des Messobjekts an Einfluss gewinnt. Die Entkopplung der Applizierungsbereiche von der Messplatte selbst (vgl. Variante 4, Abb. 3.6(b)) kann den Temperatureinfluss reduzieren. Dies ist allerdings noch messtechnisch zu belegen.

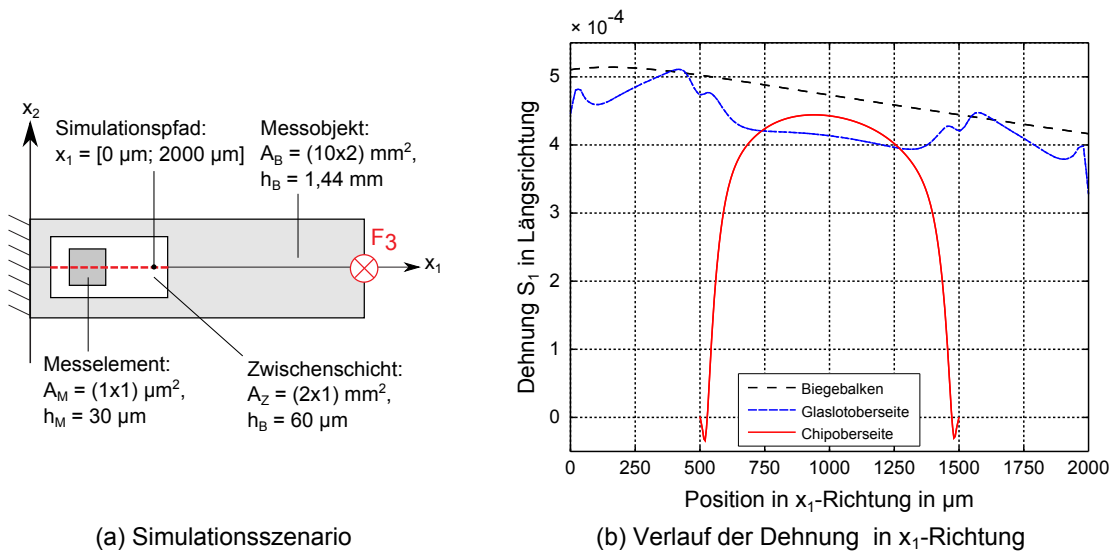
**Minimal detektierbare Dehnung** Im Rahmen der Rauschuntersuchung konnte das  $1/f$ -Verhalten nachgewiesen und die minimal detektierbare Dehnung für den quasistatischen Bereich ( $f \leq 1 \text{ Hz}$ ) abgeleitet werden. Diese liegt bei einem Betriebsstrom von  $1 \text{ mA}$  bei  $\leq 10^{-7}$ , was ein typischer Wert für inhomogen dotierte Sensoren ist. Durch eine Variation der Dotierungsparameter, insbesondere der durch den Ausheilungsprozesses bestimmten Diffusionslänge, kann die effektive Rauschspannung und damit die minimal detektierbare Dehnung gesenkt werden [135].

**Systematische Fehler** Die systematischen Fehler der Messelemente sind überwiegend auf den Messaufbau selbst zurückzuführen, der eine Messunsicherheit von etwa 2% aufweist. Die erzeugte Dehnung ist fehlerbehaftet und wird abhängig von der Orientierung und Beschaffenheit der Biegeprobe als zu gering bzw. zu hoch angenommen (vgl. Abschnitt 4.4.1). Insbesondere die Nullpunktdrift ist eine Folge der Versuchsanordnung. Dies wird darin sichtbar, dass mit steigender Zyklenzahl eine Restauslenkung der Biegeprobe bestehen bleibt. Die zurückbleibende Restdehnung im Nullpunkt wird durch das Siliziumelement detektiert. Diese Eigenschaft schlägt sich in einem erhöhten Hysteresefehler nieder. Vergleicht man die reduzierten Fehler beider Applizierungsvarianten, so wird erwartet, dass durch schubsteife Zwischenschichten der Hysteresefehler reduziert werden kann (vgl. Abschnitt 3.3). In [142] wurde messtechnisch belegt, dass Glaslot im Vergleich zu Epoxidharz eine Reduzierung des Hystereseverhaltens bewirkt. Dies konnte im Rahmen der Arbeit nicht bestätigt werden, da die Reduzierung des Messfehlers durch die Messunsicherheit der Anordnung überdeckt wird. Um zusätzlich quantitative Aussagen treffen zu können, ist der Versuchsaufbau um eine Positioniereinheit für die Biegeprobe zu erweitern, um den Fehlereinfluss durch manuelles Einlegen zu reduzieren.

**Einfluss der Schichtdicken auf die Empfindlichkeit** Im Rahmen des Entwurfs wurde eine Reduzierung des Übertragungsverhaltens durch die Zwischenschicht sowie die Abmessungen des Messelements selbst vorhergesagt. Mit zunehmenden Dicken  $h_Z$  und  $h_M$  von Zwischenschicht und Messelement reduziert sich der Übertragungsfaktor des Sensors um bis zu 10 %. Bei den Proben 1-30-e und 1-50-e ist dieses Verhalten ebenfalls erkennbar. Aufgrund der hohen Standardabweichung können jedoch keine verlässlichen Schlüsse gezogen werden. Bei den übrigen Proben kann sowohl im Fall der aufgeglasten Elemente (Tab. 4.7, Proben 1-30-g, 1-50-g sowie 2-30-g und 2-50-g) als auch bei den aufgeklebten Elementen (Tab. 4.7, Proben 1-68-e, 2-30-e und 2-50-e) der prognostizierte Einfluss der Schichtdicken  $h_Z$  und  $h_M$  bestätigt werden.

**Einfluss der Kantenlänge auf die Empfindlichkeit** Neben dem Einfluss der Schichtdicken auf  $B_S$  wurde auch die Erhöhung des Übertragungsfaktors durch die Vergrößerung der Kantenlänge des Messelements berechnet. Die Messungen zeigen, dass im Fall der aufgeglasten Elemente nahezu eine Verdoppelung des Übertragungsfaktors erfolgt (Tab. 4.7, Proben 1-30-g und Nr. 2-30-g). Auch bei den aufgeklebten Elementen ist eine Erhöhung der Empfindlichkeit zu beobachten (Tab. 4.7, Proben 1-30-e und 2-50-e). Die Zunahme ist allerdings etwas weniger ausgeprägt als im Fall der Erstgenannten. Dies ist ebenfalls durch die erhöhte Standardabweichung der Proben 1-30-e und 1-50-e begründet. Der Zusammenhang von Übertragungsfaktor und Chipkantenlänge kann somit ebenfalls bestätigt werden.

**Einfluss des Schubmoduls auf die Empfindlichkeit** Neben den Schichtdicken sind für die Dehnungsübertragung auch die elastischen Module der Zwischenschicht relevant. Aus der analytischen Betrachtung der Dehnungsübertragung geht hervor, dass die aufgeglasten Elemente im Fall der Varianten 1a, 1b und 1c eine etwa doppelt so hohe Empfindlichkeit aufweisen im Vergleich zu den aufgeklebten Elementen. Bei den Varianten 2a, 2b und 2c relativiert sich der Unterschied und die Empfindlichkeit der aufgeklebten Elemente ist um ein Drittel reduziert. Aufgrund der hohen Standardabweichung der Proben 1-30-e und 1-50-e kann der Unterschied nur qualitativ bestätigt werden. Bei den Varianten 2-50-g und 2-50-e stützt die Messung die Prognose. Bei Probe 2-30-e ist der Unterschied zur Probe 2-30-g größer als prognostiziert. Eine mögliche Ursache liegt in der Versuchsanordnung begründet. Das Modell basiert auf der Annahme eines uniaxialen Dehnungszustandes (Zug- bzw. Druckbelastung in Längsrichtung des Elements). Zur Charakterisierung der Messelemente wird eine Biegung eingeleitet. Der Abstand zur neutralen Faser hat einen Einfluss auf die im Messelement hervorgerufene Dehnung. Durch die etwa 60  $\mu\text{m}$  dicke Glaslotschicht ist der Abstand stark erhöht. Des



**Abb. 4.14:** Einfluss von Zwischenschicht und Messelement. Im Rahmen einer Struktursimulation werden die Verläufe der Längsdehnung  $S_1$  für untersucht: (a) zeigt das zugrunde liegende Simulationsszenario; (b) zeigt den Verlauf der Dehnung an der Biegebalkenoberseite ohne ein appliziertes Messelement ('Biegebalken') sowie der Verlauf an Ober- ('Chipoberseite') und Unterseite ('Glaslotoberseite') des Messelements. Durch die Zwischenschicht (Glaslot,  $h_Z = 60 \text{ } \mu\text{m}$ ) und das Messelement (Variante 2a,  $h_M = 30 \text{ } \mu\text{m}$ ) werden die Dehnungen insgesamt reduziert. Aufgrund der Erhöhung des Abstands zur neutralen Faser durch die Zwischenschicht, treten im Messelement höhere Dehnungen als im Messobjekt selbst auf.

Weiteren führt der Verbund aus steifem Messelement, Glaslotschicht und Biegeprobe zu einer Veränderung des Biegeverhaltens, was im Rahmen der Struktursimulation bestätigt werden kann (s. Abb. 4.14).

Um das Modell quantitativ zu bestätigen, sollte zukünftig das Übertragungsverhalten im Zugversuch bestimmt werden, um den Einfluss der Biegung nicht berücksichtigen zu müssen. Zudem ist der Stichprobenumfang und damit die Verlässlichkeit der Aussage zu erhöhen.

**K-Faktor** Basierend auf den Kennwerten *Flächenwiderstand*  $R_{\square}$  und *Dotierungskonzentration*  $N_A$  der Messelemente wurde für die Empfindlichkeit ein Wert von  $K_L \approx 94,6$  vorhergesagt. Unter Berücksichtigung der in Kapitel 3 ermittelten Dehnungsübertragungsrate ergibt sich bei der aufgeklebten bzw. aufgelasteten Messelementvariante 2a  $\beta_M \approx 1$ . Folglich muss die Empfindlichkeit bei etwa  $K_L \approx 115$  liegen, was im Mittel den

Messergebnissen der Proben 2-30-g und 2-30-e entspricht. Im Rahmen der Messungen nimmt  $K_L$  somit höhere Werte an. Eine Ursache kann die im Versuchsaufbau erzeugte Referenzdehnung darstellen.

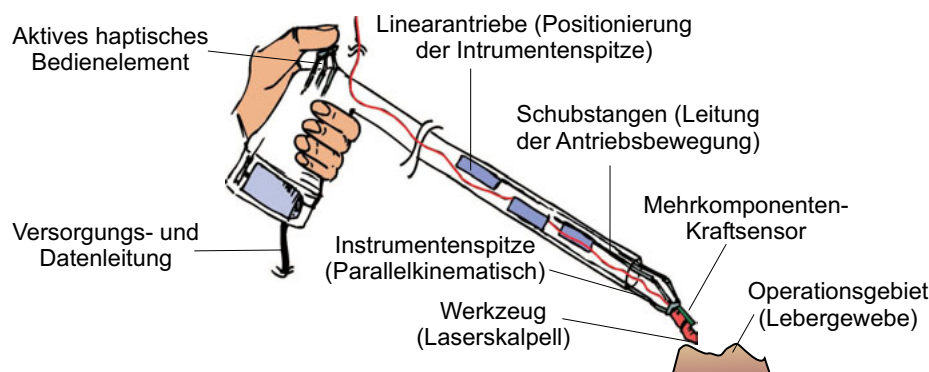
Zur Ermittlung der Referenzdehnung wird die Auslenkung der Biegeprobe erfasst. Berücksichtigt man die Biegesteifigkeit des Verbundes aus Messelement, Zwischenschicht und Biegeprobe, so ergibt sich, dass die im Messelement wirkende Dehnung um bis zu 10 % höher ist als die an der Oberfläche der Biegeprobe auftretende (vgl. auch Abb. 4.14(b)). Die im Messelement wirkende Dehnung wird somit zu niedrig angenommen (Glaslot:  $\approx 91 \% \cdot S_{1,M}$ , Epoxidharz:  $\approx 95 \% \cdot S_{1,M}$ ). Unter Berücksichtigung des Einflusses der Zwischenschicht ergibt sich somit ein  $K$ -Faktor von  $\approx 106$ . Der Einfluss der Zwischenschicht auf den  $K$ -Faktor muss bei der Anwendung der Si-DMS zur Dehnungsmessung durch eine Kalibrierung berücksichtigt werden. Ein weiterer Grund für die höhere Empfindlichkeit kann in einer abweichenden Dotierungskonzentration liegen.

Im nun folgenden Kapitel werden die Messelemente hinsichtlich ihrer Eignung für den Aufnehmerbau untersucht. Als Applikation wird der eingangs erwähnte miniaturisierte Mehrkomponenten-Kraftsensor ausgewählt. Dessen Entwurf, Realisierung wie auch Charakterisierung wird im Folgenden vorgestellt.



## 5 Mehrkomponenten-Kraftsensoren für die Laparoskopie

Miniaturisierte Kraft-Momenten-Sensoren zählen zu den wesentlichen Applikationen der untersuchten Silizium-Dehnungsmesselemente (Si-DMS). Der Bedarf nach miniaturisierten Sensoren entsteht insbesondere dort, wo eine geregelte Interaktion mit der Umwelt auf kleinem Raum stattfinden muss. Typische Beispiele hierfür sind Industrieroboter für die automatisierte Fertigung [14, 176] oder die robotergestützte Abdominalchirurgie [177–179].



**Abb. 5.1:** Hand-geführte Instrumentenplattform INKOMAN [180]. Die Instrumentenspitze kann in vier Freiheitsgraden im Bauchraum positioniert werden. Sie beherbergt neben dem jeweiligen Werkzeug (z.B. Laserskalpell) einen Mehrkomponenten-Kraftsensors, welcher die an der Werkzeugschspitze auftretenden Interaktionskräfte misst.

Im Folgenden wird die Entwicklung eines piezoresistiven Mehrkomponenten-Kraftsensors beschrieben, welcher für das Projekt INKOMAN<sup>1</sup> entwickelt wurde. Er dient zur Erfassung der radial und axial an der Instrumentenspitze angreifenden Interaktionskräfte zwischen dem Werkzeug selbst und dem Operationsgebiet (Abb. 5.1). Das

<sup>1</sup>Intrakorporaler Manipulator, Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF), Förderkennzeichen 16SV2023, Förderzeitraum 2005 - 2008

Ziel des Projekts war die Entwicklung eines Telemanipulationssystems für die minimal-invasive Oberbauchchirurgie. Eine erhöhte Beweglichkeit der Instrumentenspitze sowie die Erfassung und Wiedergabe der Interaktionskräfte zwischen Instrument und Gewebe sollten den Chirurgen beim schonenden Operieren der Oberbauchorgane und hier insbesondere der Leber unterstützen.

Die zu positionierenden Werkzeuge lassen sich allgemein in Greifer, Naht- und Schneideinstrumente einteilen [180, 181]. Als die Hauptapplikationen für INKOMAN wurde die Positionierung eines *Laserskalpells* [180, 182] sowie eines *miniaturisierten Zweibackengreifers* [183] ausgewählt. Die wissenschaftlichen Schwerpunkte bildeten:

- die haptische Mensch-Maschine-Schnittstelle auf parallel-kinematischer Basis [184],
- die Entwicklung parallel-kinematischer Mechanismen zur Erhöhung der intrakorporalen Beweglichkeit [180] sowie
- die Entwicklung eines intrakorporalen Kraftsensors zur Erfassung der Interaktionskräfte an der Werkzeugspitze.

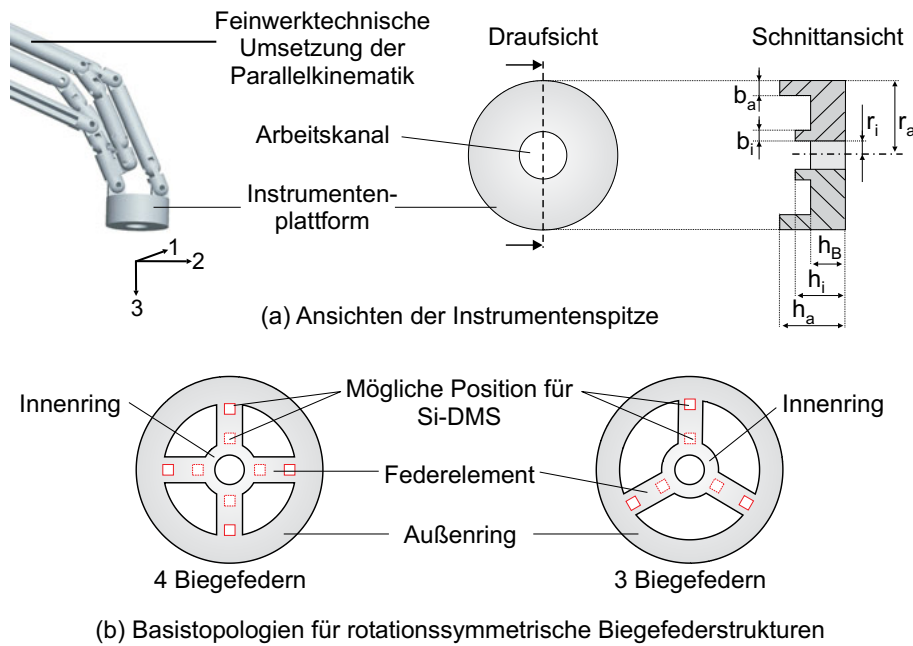
Der Kraftsensor setzt sich prinzipiell aus zwei Komponenten zusammen, welche die wirkenden Kräfte in ein elektrisches Ausgangssignal wandeln: Als elektromechanischer Wandler werden Elemente der Variantengruppe 1 der in Kapitel 4 charakterisierten Si-DMS eingesetzt, die aufgrund ihres hohen Miniaturisierungsgrades und ihrer hohen Empfindlichkeit besonders geeignet für diesen Einsatz sind. Der Schwerpunkt dieses Kapitels liegt auf dem Entwurf des mechanischen Wandlers zur Dehnungserzeugung, dem Verformungskörper. Er ist so auszulegen, dass die Messelemente im Überlastfall ihre Maximaldehnung von  $1,7 \cdot 10^{-3}$  nicht überschreiten bzw. unter Berücksichtigung von Bruchsicherheit und Überlastschutz eine Nenndehnung von  $2,5 \cdot 10^{-4}$  erfahren.

Im Folgenden werden zunächst die Hauptanforderungen an den Kraftsensor abgeleitet. Darauf aufbauend erfolgt der Entwurf des Verformungskörpers sowie die messtechnische Untersuchung des statischen Übertragungsverhaltens eines realisierten Labormusters.

### 5.1 Anforderungsermittlung

Abhängig vom jeweiligen Werkzeugtyp ergeben sich Anforderungen an die zu detektierenden Kraftrichtungen sowie die Kraftbeträge. Beim Laserschneiden, einem per se kontaktlosen Schneideverfahren, kommt es zur Karbonisierung des Organgewebes, was zu einem Verkleben von Gewebe und Laseroptik führen kann. Um dem entgegenzuwirken, ist ein definierter Arbeitsabstand von etwa 1 mm einzuhalten. Dies kann über eine Abstandshülse gewährleistet werden, an welcher die Krafteinleitung erfolgt. Die





**Abb. 5.2:** Instrumentenspitze des Systems INKOMAN. Die Instrumentenplattform (a) entspricht dem zur Verfügung stehenden Bauraum für den Verformungskörper [180]. Neben dem Außendurchmesser wird er durch den Arbeitskanal begrenzt. Durch diesen werden die jeweiligen Instrumente wie Laserskalpell oder Greifer sowie deren Zuleitungen geführt. Die Verdickung des Außen- ( $b_a$ ,  $h_a$ ) bzw. Innenrings ( $b_i$ ,  $h_i$ ) dient zur Integration von Plattform, Werkzeug und Kinematik. Um die am Instrument wirkenden Kräfte zu messen, wird die Instrumentenplattform als Verformungskörper strukturiert. (b) zeigt die zwei möglichen Basistopologien. Die rechteckigen Flächen kennzeichnen mögliche Orte für die Integration der Si-DMS. Die Quantifizierung der Parameter ist Tab. 5.1 zu entnehmen.

hierbei auftretenden Kräfte betragen bis zu 1,1 N [181]. Für den Fall, dass Gewebe gegriffen und gedreht wird, soll optional auch die Detektion von Momenten um die Werkzeugachse ( $x_3$ -Achse, Abb. 5.2(a)) möglich sein. Die auftretenden Kräfte liegen im Bereich von 5 N bis 10 N [181]. Da das System INKOMAN als eine universal einsetzbare Instrumentenplattform konzipiert ist, werden für den Entwurf die bei typischen Interaktionen maximal auftretenden Kraftbeträge angenommen. Bezüglich der Kraftkomponenten werden die drei translatorischen Raumrichtungen gefordert.

Der Dynamikbereich des Sensors wird durch zwei Anforderungsfelder bestimmt: Die untere Grenzfrequenz hängt von der niedrigsten Arbeitsfrequenz einer chirurgischen Interaktion ab und liegt bei  $\leq 10^{-2}$  Hz [185–190]. Die obere Grenzfrequenz ist so zu wählen, dass die taktilen Informationen der Interaktion aufgenommen werden. Der

menschlichen Wahrnehmung folgend sollte diese für die Untersuchung von Objekten mit geringer Nachgiebigkeit bei  $\geq 1$  kHz liegen [191, 192]. Aufgrund der Interaktion mit weichem Gewebe kann diese Forderung jedoch relativiert und die obere Grenzfrequenz auf 500 Hz festgelegt werden [193]. Ebenso ist die geforderte Kraftauflösung auf die haptische Wahrnehmung des Menschen zurückzuführen, da dieser Kraftunterschiede von 10 % der aktuell wirkenden Kraft wahrnehmen kann [193]. Hinzu kommen noch Anforderungen, welche die Integration in die Instrumentenplattform und damit den Bauraum des Verformungskörpers betreffen (Abb. 5.2(a)). Ein Auszug der im Rahmen des Projekts erarbeiteten Anforderungen an den Kraftsensor ist in Tabelle 5.1 angegeben.

## 5.2 Entwurf des mechanischen Verformungskörpers

Die Topologie des Kraftsensors wird so gewählt, dass die Krafteinleitung symmetrisch zum Werkzeug und unabhängig von der Stellung der Instrumentenspitze erfolgen kann (Abb. 5.2 (a)). Eine Recherche des Standes der Technik bezüglich miniaturisierter Mehrkomponenten-Kraftsensoren ergibt, dass typischerweise rotationssymmetrische Blattfederstrukturen [14, 195–198] oder parallel-kinematische Strukturen wie die STEWARD-Plattform [179, 199–202] zur Wandlung der Kraft in die Zwischengröße Dehnung eingesetzt werden. Erstgenannte werden für den intrakorporalen Sensor ausgewählt. Sie haben den Vorteil, dass ihre Verformungskörpertopologie weniger komplex ist und die Anzahl der nötigen Messstellen damit geringer ausfällt. Abbildung 5.2(b) zeigt die Basistopologien für Verformungskörper. Sie unterscheiden sich hinsichtlich der Anzahl der Federelemente (Streben), in welchen die Dehnung erzeugt wird. Die Kraft wird an der Werkzeugspitze und damit am Innenring eingeleitet. Zwei mögliche Last- bzw. Randbedingungen existieren:

1. Der Außenring wird als Festeinspannung interpretiert und ist fest<sup>1</sup> mit den Streben der parallel-kinematischen Struktur verbunden. Diese wird bei der Realisierung des Greifers eingesetzt.
2. Die Kräfte werden auf dem Außenring eingeleitet und der Innenring ist mit der parallel-kinematischen Struktur verbunden. Diese Variante ist für das Laserskalpell geeignet, da dieses einen definierten Abstand zum Operationsgebiet haben muss [182]. Eine geeignete Krafteinleitung sichert so den nötigen Arbeitsabstand.

---

<sup>1</sup>Tatsächlich wirkt die Anbindung an die Kinematik als rotatorischer Freiheitsgrad. Um die maximal auftretenden Kräfte zu berücksichtigen, wird dieser vernachlässigt.

**Tabelle 5.1:** Hauptanforderungen an den intrakorporalen Mehrkomponenten-Kraftsensor. Die vollständige Anforderungsliste berücksichtigt auch Anforderungen an Hygiene sowie an das operative Umfeld.

Nr.	Bezeichnung	Wert	F/W	Bemerkung
1	Außenradius $r_a$	$\leq 5,5 \text{ mm}$	F	[180], Bauraum des <i>Tool Center Points</i> (TCP)
2	Innenradius $r_i$	$\geq 1,5 \text{ mm}$	F	Durchmesser des Arbeitskanals für Werkzeuge
3	Werkzeuglänge $l_w$	$\leq 25 \text{ mm}$	F	Abmessung des Greifers [183]
		$\leq 5 \text{ mm}$	F	Abmessung des Laserskalpells [180]
4	Dicke $h_B$	$\leq 10 \text{ mm}$	F	[180], Bauraum des TCP
5	Anzahl der Kraftkomponenten	3	F	[181], $\underline{F} = (F_1; F_2; F_3)^T$ , axial ( $x_1$ ), radial ( $x_2, x_3$ )
6	Nennkraft $F_N$	$\leq 5 \text{ N}$	F	[181, 185, 186, 188, 194], in jede Raumrichtung
7	Nennkraft $F_N$	$\leq 16 \text{ N}$	W	[194], kurzzeitige Belastung
8	Kraftauflösung $\Delta F$	$\leq 0,01 \text{ N}$	F	[191, 193], $10\% F_{\text{aktuell}}$
9	Linearitätsfehler $F_L$	$\leq 10\%$	F	[193]
10	Hysteresefehler $F_H$	$\leq 5\%$	F	[193]
11	untere Grenzfrequenz	$10^{-2} \text{ Hz}$	F	[187–190], typ. Arbeitsfrequenz chirurgischer Tasks
12	obere Grenzfrequenz	$500 \text{ Hz}$	F	[191, 193]

Durch das Einwirken der Kraft werden die Federelemente verformt und eine Oberflächendehnung erzeugt. Die auftretenden Lastfälle lassen sich in axiale ( $x_3$ -Richtung) und radiale Belastung ( $x_1$ - bzw.  $x_2$ -Richtung) aufteilen und können zur Ermittlung der gesamt wirkenden Last superponiert werden. Im Nennfall der jeweiligen Kraftkomponente sollte die relative Widerstandsänderung der Siliziumelemente im Bereich von 2...4% liegen, wobei die eingangs genannte zulässige Maximaldehnung der Elemente insgesamt nicht überschritten werden darf.

Um die Topologie für die Integration in das System INKOMAN auszulegen, müssen zudem die in Tabelle 5.1 zusammengestellten Anforderungen, insbesondere der zur Verfügung stehende Bauraum, berücksichtigt werden. Im Folgenden wird exemplarisch die Basistopologie mit vier Streben analytisch untersucht und hinsichtlich ihrer Nachgiebigkeit quantifiziert, um die Einflussgrößen zu bestimmen. Die Auslegung bezogen auf die Nennkraft sowie der Vergleich der Varianten erfolgt im Rahmen einer rechnergestützten Simulation.

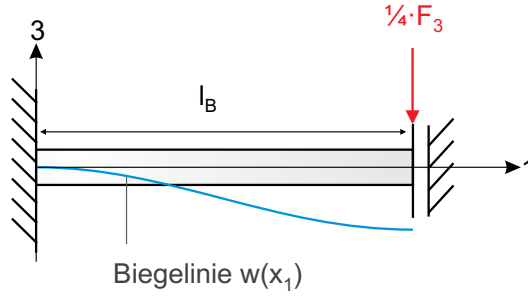
### 5.2.1 Analytische Beschreibung der Federelemente

Unter Vernachlässigung der Nachgiebigkeit der Kinematik und der Annahme eines biege- und torsionssteifen Innenrings kann die Biegelinie  $w(x_i)$  Federelements ermittelt werden. Daraus können Gesamtnachgiebigkeit sowie sich ergebende mechanische Spannungen und Dehnungen in Abhängigkeit der jeweiligen Krafrichtung abgeleitet werden. Diese Größen sind für den Entwurf des Kraftsensors von Bedeutung, um die Dehnungsmesselemente geeignet positionieren zu können. Zur Ermittlung der Gesamtverformung können die verschiedenen Lastfälle superponiert werden.

**Axiale Last** Für eine axiale Belastung ( $x_3$ -Richtung) kann die Topologie als eine Parallelschaltung von  $n$  Biegefedern aufgefasst werden, so dass der  $n$ -te Teil der axialen Gesamtkraft an jedem Federelement wirkt (Abb. 5.3). Um die resultierende mechanische Spannung entlang der Biegefeder zu ermitteln, kann folgender Ansatz gewählt werden:

$$T_1(x_1, x_2) = \frac{N(x_1)}{A(x_1)} + \frac{M_2}{I_2} \cdot \frac{b_B}{2}, \text{ wobei } I_2 = \frac{h_B^3 \cdot b_B}{12}. \quad (5.1)$$

Da die Querschnittsfläche  $A$  entlang der Biegefeder als konstant angenommen wird, gilt  $A(x_1) = b_B \cdot h_B$ .  $N(x_1)$  bezeichnet hierbei eine Normalspannung in  $x_1$ -Richtung,  $M_2$  das Moment um die  $x_2$ -Achse und  $I_2$  das Flächenträgheitsmoment des Balkens um die  $x_2$ -Achse. Die redundante Einspannung der gegenüberliegenden Streben führt zu einer statisch unbestimmten Kraft entlang der  $x_1$ -Achse. Abhängig vom Betrag der axialen Kraft ergibt sich der resultierende Beitrag zum gesamten Biegemoment



**Abb. 5.3:** Mechanisches Schema zur Berechnung der Biegelinie des Verformungskörpers in Folge einer axialen Belastung nach [198]. Die axiale Last ( $F_3$ ) führt zu einer Biegung aller Streben. Abhängig von der Anzahl  $n$  der Streben teilt sich die axiale Kraft auf ( $F_3/(n=4)$ ).

$M_2$  [198,203]. Abhängig von der Auslenkung  $w_{\max}$  des Innenrings ergibt sich ein Differentialgleichungssystem zur Beschreibung des Einflusses der axialen Kraft (vgl. [203], Tab. 8.10 Fall 1 bzw. 2). Da nach ROARKS [203] die Auslenkung  $w_{\max}$  im Fall einer Biegebelastung in der Größenordnung von  $100\,\mu\text{m}$  liegt, ist der Einfluss der axial wirkenden Last  $N(x_1)$  im unteren Prozentbereich und kann für eine erste Näherung vernachlässigt werden. Hierbei liegt die Annahme zugrunde, dass die Empfindlichkeit der Struktur für Biegung mehr als zehnfach höher ist als für die axiale Last [198]. Für diese Vereinfachung gilt mit  $n = 4$ :

$$F_{3i} = \frac{1}{4} \cdot F_3, \quad (5.2)$$

$$-M_b = \frac{l_B}{2} \cdot F_{3i}, \quad (5.3)$$

wobei der Index  $i$  die jeweilige Strebe und  $M_b$  das maximal wirkende Moment an der Einspannstelle bezeichnet. Aus diesen Überlegungen folgt für die zweite Basisvariante mit drei Streben, dass deren Nachgiebigkeit in  $x_3$ -Richtung höher ist, da sich die Kraft nur auf drei Elemente aufzuteilen hat. Für den Momentenverlauf entlang einer Strebe folgt nach [7]:

$$M_2(x_1) = M_b - \frac{F_3}{4} \cdot x_1. \quad (5.4)$$

Das Differentialgleichungssystem zur Bestimmung der Biegelinie folgt mit:

$$EI_2 \cdot w^{II}(x_1) = \frac{F_3}{4} \cdot x_1 - M_b, \quad (5.5)$$

$$EI_2 \cdot w^I(x_1) = \frac{F_3}{8} \cdot x_1^2 - M_b \cdot x_1 + C_1, \quad (5.6)$$

$$EI_2 \cdot w(x_1) = \frac{F_3}{24} \cdot x_1^3 - \frac{M_b}{2} \cdot x_1^2 + C_1 \cdot x_1 + C_2. \quad (5.7)$$

$$(5.8)$$

Da  $w(0) = w^I(0) = w^I(l_B) = 0$ , folgt für die Konstanten  $C_2 = 0$  sowie  $C_1 = 0$  und das Biegemoment an der Einspannstelle. Der Verlauf der Biegelinie und die Auslenkung des Innenrings ergeben sich somit zu:

$$w(x_1) = \frac{F_3}{24 \cdot EI_2} \cdot x_1^3 - \frac{F_3 \cdot l_B}{16 \cdot EI_2} \cdot x_1^2, \quad (5.9)$$

$$w_{\max} = -\frac{F_3 \cdot l_B^3}{48 \cdot EI_2}. \quad (5.10)$$

Die im Nennfall auftretende mechanische Spannung bzw. Dehnung kann nach BERNOULLI aus der zweiten Ableitung der Biegelinie ermittelt werden [30]:

$$S_{1,\max} = \frac{M_2}{EI_2} \cdot \frac{h_B}{2} = \frac{3 \cdot F_3 \cdot l_B}{2 \cdot E \cdot b_B \cdot h_B^2}. \quad (5.11)$$

Im Nennfall von  $F_3 = 10 \text{ N}$  sowie für  $b_B = h_B = 1 \text{ mm}$ ,  $l_B = 2 \text{ mm}$  und  $E_B = 210 \text{ GPa}$  liegt die Maximaldehnung in  $x_1$ -Richtung bei  $2,4 \cdot 10^{-5}$ , also Faktor zehn niedriger als gefordert.

**Radiale Last** Für radiale Last ( $x_1$ - bzw.  $x_2$ -Richtung) werden jeweils zwei Federelemente gebogen bzw. gestaucht (Abb. 5.4). Aufgrund der Symmetrie teilen sich die Kraftkomponenten gleichartig auf zwei Streben (Indizes  $a$  und  $b$ ) auf und im Gleichgewichtsfall gilt  $F_{1a} - F_{2b} = F_1/2$  [198]. Hieraus folgt, dass die Strebe  $a$  durch die Kraft  $F_{1a}$  gestaucht und Strebe  $b$  durch die Kraft  $-F_{2b}$  ein Biegemoment erfährt und somit in  $x_1$ -Richtung gebogen wird. Für die Auslenkung der Streben folgt daher  $w_{\max,1a} = -w_{\max,2b}$  mit

$$w_{\max,1a} = \frac{F_1 \cdot l_B}{2 \cdot E \cdot A} \text{ sowie} \quad (5.12)$$

$$w_{\max,2b} = \frac{F_1 \cdot l_B^3}{12 \cdot EI_3}. \quad (5.13)$$

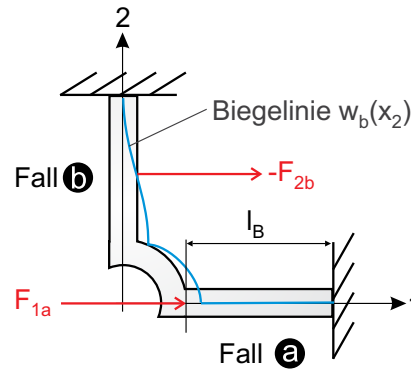
Werden Flächenträgheitsmoment und Querschnittsfläche durch die Abmessungen der Strebe ersetzt ( $I_3 = b_B^3 \cdot h_B/12$ ,  $A = b_B \cdot h_B$ ), können die an der jeweiligen Strebe wirkenden Kräfte wie folgt quantifiziert werden:

$$F_{1a} = \frac{F_1 \cdot l_B^2}{2 \cdot (l_B^2 + b_B^2)}, \quad (5.14)$$

$$F_{2b} = \frac{-F_1 \cdot b_B^2}{2 \cdot (l_B^2 + b_B^2)}. \quad (5.15)$$

Gl. (5.11) folgend können die sich ergebenden Dehnungen im Nennfall für die Strebe  $b$  angegeben werden. Die Strebe  $a$  wird gestaucht und die daraus folgende Dehnung kann durch

$$S_{1a,\max} = -\frac{F_{1a}}{E \cdot A} = -\frac{F_1 \cdot l_B^2}{2 \cdot E \cdot b_B \cdot h_B (l_B^2 + b_B^2)} \quad (5.16)$$



**Abb. 5.4:** Mechanisches Schema zur Berechnung der Biegelinie des Verformungskörpers in Folge einer radialen Belastung nach [198]. Die seitlich wirkende Last ( $F_1$ ,  $F_2$ ) bewirkt eine Stauchung (Fall a) bzw. Biegung (Fall b) von jeweils zwei Streben.

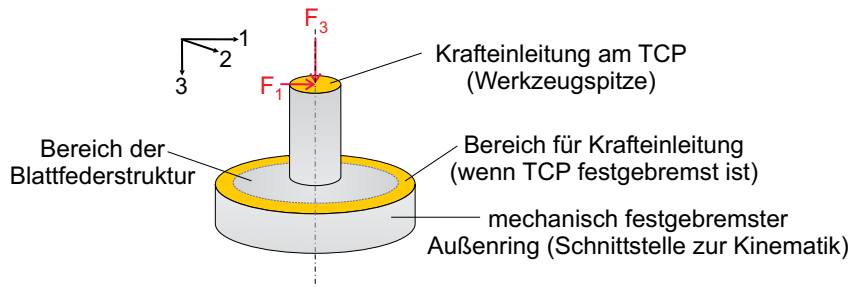
berechnet werden. Unter der Annahme der bei der Beschreibung der axialen Belastung eingeführten Werte für die Strebenabmessung und den E-Modul treten die folgenden Dehnungen auf:

$$\begin{aligned} S_{1a,max} &= -1,9 \cdot 10^{-5}, \\ S_{2b,max} &= 1,14 \cdot 10^{-4}. \end{aligned}$$

Die Maximaldehnungen liegen um den Faktor zehn für axiale Belastung und um Faktor zwei für radiale Belastung unter den in Tabelle 5.1 geforderten Werten. Um die im Nennfall entstehenden Dehnungen zu erhöhen, kann über die Änderung von Länge bzw. Dicke der Biegefedern die Empfindlichkeit vergrößert werden. Wünschenswert ist zudem den kraftrichtungsabhängigen Empfindlichkeitsunterschied auszugleichen. Dies wird im Rahmen einer Struktursimulation untersucht. Die Varianten werden hinsichtlich der auftretenden Dehnung in Längsrichtung sowie der relativen Widerstandsänderung verglichen.

### 5.2.2 Struktursimulation

Ziel der Struktursimulation ist es, die Nachgiebigkeit des Verformungskörpers in  $x_3$ -Richtung zu erhöhen, ohne den Überlastschutz bei radialer Belastung zu verletzen. Der Überlastschutz wird mit einem Sicherheitsfaktor von 2,5 berücksichtigt [47] und über die Erfassung der von-Mises-Spannung  $T_V$  am Verformungskörper bewertet. Abhängig von der Dehngrenze  $R_{p0,2}$  des Verformungskörpermaterials und des gewählten Sicherheitsfaktors ergibt sich die zulässige Spannung des Bauteils, für welche  $T_{zul} \geq T_V$  gilt [47]. Als Material wird die hochfeste Legierung 17-4 PH ausgewählt ( $R_{p0,2} \approx 1.000$  MPa,



**Abb. 5.5:** Randbedingungen der Struktursimulation. Der Außenring bildet die Schnittstelle zur kinematischen Struktur. Der innen liegende Zylinder repräsentiert das in die Plattform integrierte Werkzeug. Die Krafteinleitung erfolgt an der Kopffläche des Zylinders (TCP). Der Außenring der Plattform wird mechanisch festgebremst. Im Rahmen der Simulation wird auch der Einfluss der Position von Krafteinleitung und Festbremsung untersucht, indem die Kraft am Außenring eingeleitet und der TCP festgebremst ist. Die Nennlasten betragen 5 N im Fall des Laserskalpells bzw. 10 N im Fall des Zweibackengreifers.

P1070 lösungsgeglüht). Hier nimmt die VON-MISES-Spannung  $T_V$  bei besagtem Überlastfaktor einen Wert von 400 MPa an. Eine weitere Nebenbedingung stellt die Eigenfrequenz des Verformungskörpers dar. Diese soll oberhalb der in Tabelle 5.1 geforderten oberen Grenzfrequenz liegen und wird im Rahmen einer Eigenfrequenzanalyse bewertet. Die folgenden Ziele werden verfolgt:

- Einhaltung des Überlastschutzes des Verformungskörpers:  $T_V \leq 400 \text{ MPa}$
- Einhaltung des Überlastschutzes der Silizium-Elemente:  $T_{\max} \leq 150 \text{ MPa}$
- Erreichen der relativen Widerstandsänderung von 2 ... 4 % im Nennfall
- Realisierung des geforderten Dynamikbereichs:  $f_0 \geq 5 \text{ kHz}$  [204].

Insgesamt werden vier Varianten in ihrer Nachgiebigkeit variiert und hinsichtlich der Dehnungen im Nennfall der jeweiligen Kraftrichtung verglichen. Abbildung 5.5 zeigt die im Rahmen der Simulation festgelegten Randbedingungen. Die Varianten unterscheiden sich hinsichtlich der Anzahl der Streben (drei bzw. vier) sowie der Strebengeometrie. Die Ausgangsgeometrien sowie die variierten Größen der Balkenelemente sind in Abbildung 5.6 für eine Anordnung mit vier Streben dargestellt.

Tabelle 5.2 listet die Wertebereiche sowie den Startwert der variierten Parameter auf. Die Werte für die Breite des Außen- bzw. Innenrings werden nicht variiert und liegen bei  $b_a = 1 \text{ mm}$  und  $b_i = 1,25 \text{ mm}$ . Die in 5.6(a) gezeigte Variante wird für die Anwendung eines Laserskalpells (Werkzeuglänge  $l_W \leq 5 \text{ mm}$ ) ausgelegt. Die Streben sind gebogen ausgeführt, um die Hebellänge  $l_B$  zu vergrößern (Abb. 5.6). Bei den geraden Streben



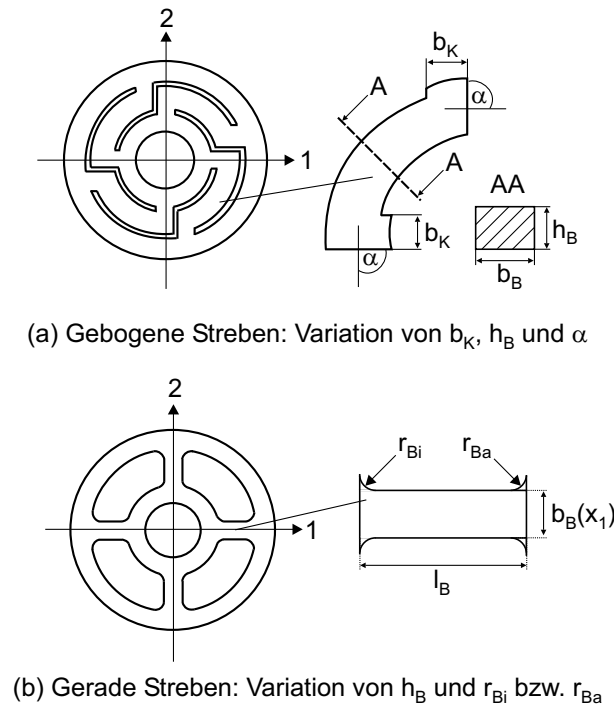
**Tabelle 5.2:** Parameter, die im Rahmen der Analyse variiert wurden. Die höchsten Dehnungen bei Nennlast treten für die Wertekombination  $\alpha = 20^\circ$ ,  $b_K = 0,9 \text{ mm}$  und  $h_B = 0,7 \text{ mm}$  auf.

Parameter	Wertebereich	Schrittweite
Winkel $\alpha$	$0^\circ \dots 90^\circ$	$10^\circ$
Breite $b_K$	$0,7 \dots 1 \text{ mm}$	$0,1 \text{ mm}$
Dicke $h_B$	$0,7 \dots 1 \text{ mm}$	$0,1 \text{ mm}$

ist der Hebel auf maximal  $r_a - (b_a + b_i) = 3,25 \text{ mm}$  festgelegt. Zur Ermittlung einer geeigneten Geometrie wird eine Parametervariation durchgeführt [205, 206].

**Kraftmessung am Laserskalpell** Die Dehnungen werden im Bereich der Kontaktstellen der Strebe zum Innenring bzw. zum Außenring in Isoflächen (Flächen mit gleicher Dehnung) beobachtet. Durch die Erhöhung der Nachgiebigkeit in axiale Richtung kommt es bei der Variante mit drei Streben zu einer Überbelastung im Bereich der Messelemente für radiale Kräfte. Auch die Resonanzfrequenz sinkt unter die geforderten  $5 \text{ kHz}$ . Zudem vergrößert sich der Unterschied der Empfindlichkeiten für radiale und axiale Kräfte weiter, weshalb die Variante mit drei gebogenen Streben für diesen Anwendungsfall nicht weiter verfolgt wird. Der in Tabelle 5.3 aufgeführte Parameter  $S_{\max}$  gibt die in einem ca.  $(500 \mu\text{m})^2$  großen Bereich auftretende Dehnungskomponente in Balkenrichtung der Variante mit vier gebogenen Streben an. Den größten Einfluss auf die Erhöhung der Dehnung hat die Änderung der Dicke  $h_B$  gefolgt von der Breite  $b_K$ . Durch die Variation des Winkels wird nur ein geringe Erhöhung der Dehnung in Balkenlängsrichtung erzielt. Die größtmöglichen Dehnungen treten bei der Wertekombination  $\alpha = 20^\circ$ ,  $b_K = 0,9 \text{ mm}$  und  $h_B = 0,7 \text{ mm}$  auf. Aufgrund der gebogenen Form verläuft die Dehnung ebenfalls entlang der gebogenen Strebe und die Dehnungsmesselemente erfassen einen reduzierten Dehnungsbetrag. Die Eigenfrequenz dieser Variante liegt bei  $5 \text{ kHz}$ . Der Unterschied der Empfindlichkeit für radiale bzw. axiale Belastung ist mit einem Verhältnis von etwa  $5 : 3$  im Vergleich zum Verhältnis  $10 : 1$  der Topologie mit geraden Streben stark reduziert (s. Abschnitt 5.2.1).

Für größere Werkzeuglängen  $l_W$ , wie sie beispielsweise bei einem Greifinstrument auftreten, ist diese Topologie allerdings zu empfindlich gegenüber radialen Kräften und die VON-MISES-Spannung  $T_V$  wird weit überschritten. Eine Erhöhung der Verformungskörperdicke  $h_B$  auf  $> 3 \text{ mm}$  wäre nötig, um die Vergleichsspannung zu unterschreiten,



**Abb. 5.6:** Ausgangsgeometrien der Varianten mit vier Streben. Zusätzlich werden zwei Varianten mit drei Streben untersucht, wobei die selben Parameter variiert werden. Die Varianten mit gebogenen Streben (a) sind aufgrund ihrer hohen Nachgiebigkeit für die Erfassung kleinerer Kraftamplituden geeignet. Die Topologie wird für die Kraftmessung an einem Laserskalpell ausgelegt [205]. Die Varianten mit geraden Streben (b) werden für die Kraftmessung an Werkzeugen mit großen Hebellängen wie beispielsweise einen Zweibackengreifer ausgelegt [206].

was allerdings zur Folge hat, dass die Strebengeometrie nicht mit den Standardverfahren der Mikrobearbeitung wie Drahterodieren oder Laserschneiden gefertigt werden kann. Für diese Applikation werden die Varianten mit geraden Streben untersucht und im Rahmen einer Struktursimulation eine geeignete Topologie bestimmt [206] (Abb. 5.6(b)).

**Kraftmessung an Zweibackengreifern** Aus der analytischen Betrachtung in Abschnitt 5.2.1 wird deutlich, dass eine Erhöhung der Festigkeit mit einer Verringerung der Nachgiebigkeit der Struktur einhergeht. Im Rahmen der Struktursimulation muss daher ein Kompromiss zwischen ausreichender Dehnungserzeugung und Festigkeit gefunden werden. Abbildung 5.6(b) zeigt die variierten Geometrieparameter.

Im Gegensatz zur Auslegung des Verformungskörpers für die Anwendung eines Laserskalpells wird hier keine Optimierung durchgeführt. Die Werte der Parameter  $r_{Bi}$

**Tabelle 5.3:** Eigenschaften des Verformungskörpers mit vier Streben für die Kraftmessung am minimal-invasiven Laserskalpell. Es sind die maximal auftretenden mechanischen Spannungen, die für die Messelemente relevanten Dehnungen  $S_L$  bzw.  $S_Q$  sowie die resultierenden relativen Widerstandsänderungen für axiale bzw. tangentielle Belastung im Nennfall aufgeführt. Der zugrundeliegende Parametersatz ist:  $\alpha = 20^\circ$ ,  $b_K = 0,9 \text{ mm}$  und  $h_B = 0,7 \text{ mm}$ . Die Nennlast beträgt  $5 \text{ N}$ .

Parameter	$F_3$ (axial)	$F_1$ (radial)
$T_{\max}$ in MPa	$\leq 42$	$\leq 80$
$S_L$ in m/m	$\leq 19 \cdot 10^{-5}$	$\leq 15 \cdot 10^{-5}$
$\Delta R/R$ in %	$\leq 1,6$	$\leq 2,5$

bzw.  $r_{Ba}$  werden so lange erhöht bzw. verringert, bis die Dehnung im geforderten Bereich bei gleichzeitiger Erfüllung des Festigkeitskriteriums liegt. Aus dem ausgewählten Parametersatz  $r_{Bi} = 2,6 \text{ mm}$  bzw.  $r_{Ba} = 0,1 \text{ mm}$  und  $h_B = b_B = 1 \text{ mm}$  resultieren die in Tabelle 5.4 aufgeführten Eigenschaften. Das Verhältnis der Empfindlichkeiten für radiale und axiale Last entspricht dem Verhältnis von  $5 : 1$ .

**Tabelle 5.4:** Eigenschaften des Verformungskörpers mit vier Streben für die Kraftmessung am minimal-invasiven Zweibackengreifer. Es sind die maximal auftretenden mechanischen Spannungen, die für die Messelemente relevanten Spannungen  $T_L$  bzw.  $T_Q$  sowie die resultierenden relativen Widerstandsänderungen für axiale bzw. tangentielle Belastung im Nennfall aufgeführt. Der zugrundeliegende Parametersatz ist:  $r_{Bi} = 2,6 \text{ mm}$  bzw.  $r_{Ba} = 0,1 \text{ mm}$  und  $h_B = b_B = 1 \text{ mm}$ .

Parameter	$F_3$ (axial)	$F_1$ (radial)
$T_{\max}$ in MPa	$\leq 45,37$	$\leq 428$
$S_L$ in m/m	$\leq 5,5 \cdot 10^{-5}$	$\leq 38 \cdot 10^{-5}$
$\Delta R/R$ in %	$\leq 1$	$\leq 5$

### 5.2.3 Unterscheidung der Kraftkomponenten

Zur Unterscheidung der Kraftkomponenten wird ein lineares Gleichungssystem aufgestellt (vgl. Gl. (5.17)). Hierbei liegen die folgenden Annahmen zugrunde: Jede Kraft-

komponente ist bei der Erzeugung einer Ausgangsspannung  $u_i$  beteiligt. Dies wird mit dem Matrixelemente  $a_{ij}$  berücksichtigt. Der Sensor weist ein lineares Übertragungsverhalten auf. Dies ist die Grundvoraussetzung dafür, dass die Matrixelemente  $a_{ij}$  als Konstanten angenommen werden können. Eine weitere Eigenschaft des entworfenen Sensors ist die Redundanz, da für die Detektion des Kraftvektors von drei Komponenten vier Sensoren beteiligt sind.

$$\underbrace{\begin{pmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \\ u_4 \end{pmatrix}}_{\underline{\Delta u}} = \underbrace{\begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} \end{pmatrix}}_{\text{Übertragungsmatrix } \underline{A}} \cdot \underbrace{\begin{pmatrix} F_1 \\ F_2 \\ F_3 \end{pmatrix}}_{\underline{F}} \quad (5.17)$$

Zur Ermittlung der Matrixelemente  $a_{ij}$  ist die Applikation verschiedener Lastvektoren nötig. Um nun auf die Krafrichtungen schließen zu können, muss das Gleichungssystem für  $\underline{F}$  gelöst werden:

$$\underline{F} = \underline{B} \cdot \underline{\Delta u}. \quad (5.18)$$

$\underline{B}$  bildet dementsprechend eine eindeutig bestimmte  $3 \times 4$ -Matrix. Die Kalibrierungsmethode bestimmt die Anzahl der zu tätigenen Kalibrierungsmessungen [197, 207]. Für Mehrkomponenten-Kraftsensoren gibt es verschiedene Kalibrierungsmethoden, von denen im Folgenden die drei verbreitetsten vorgestellt werden.

Zur Sensorkalibrierung wird üblicherweise die *Methode der kleinsten Quadrate* angewendet, die auch auf Mehrkomponenten-Kraftsensoren anwendbar ist [208]. Hierbei wird für jede Krafrichtung der zugehörige Kraftvektor eingeleitet und der Kraftbetrag in  $n$  Schritten erhöht. Es wird vorausgesetzt, dass die Lastvektoren in Richtung und Betrag genau bekannt sind, da sich Ungenauigkeiten in die Kalibrierungsmatrix übertragen. Für einen Drei-Komponenten-Kraftsensor ergeben sich somit sechs Lastsätze á  $n$  Stufen und  $n \times 6$  Messungen sind durchzuführen. Aus der so entstehenden 'Datenwolke' wird über eine lineare Regression z.B. mittels der Methode der kleinsten Quadrate die Kalibrierungsmatrix  $\underline{B}$  bestimmt. Dies ist die genaueste Methode, birgt allerdings den Nachteil der hohen Anzahl nötiger Kalibrierungsmessungen sowie eine exakte Kenntnis der Lastvektoren.

Die zweite Methode ist die so genannte *Shape from Motion Method* [209, 210]. Von der Genauigkeit her gesehen ist sie mit der erst genannten Methode vergleichbar, wobei die Durchführung wesentlich weniger aufwändig verläuft. Es wird ein Kraftvektor mit bekanntem Betrag zufällig im Raum rotiert und am Sensor eingeleitet. Dies kann beispielsweise durch das Anbringen einer Kugel mit bekannter Masse  $m$  am Krafteinleitungsbereich erfolgen. Wird der Kraftsensor zufällig im Raum bewegt, so können die

Rohdaten des Sensors aufgenommen werden. Die Bewegung des Kraftvektors sowie die Kalibrierungsmatrix können nun simultan über das Verfahren der Singulärwertzerlegung aus den Rohdaten ermittelt werden. Diese Methode kann allerdings nur verwendet werden, wenn die Nennkraft für alle Kraftkomponenten identisch ist. Ist dies nicht der Fall, so kann die dritte Methode angewendet werden.

Die *Hyperplane Calibration Method* wurde für einen Kraftsensor mit vergleichbarer Topologie getestet. Hinsichtlich Genauigkeit und Dauer des Kalibrierungsvorgangs ist sie mit der *Shape from Motion Method* vergleichbar [197]. Die Grundvoraussetzung für diese Methode ist die Linearität und Redundanz des Sensors. Es müssen mindestens drei Kraftvektoren vermessen werden, wobei die exakte Kenntnis der Orientierung nicht nötig ist. Einzig die Bedingungen für die Komponenten  $F_1 \gg F_2$  bzw.  $F_3$ ,  $F_2 \gg F_1$  bzw.  $F_3$  oder  $F_3 \gg F_1$  bzw.  $F_2$  müssen erfüllt sein, d.h., die Lastvektoren sind quasi-orthogonal zu wählen [197]. So sind 12 linear unabhängige Gleichungen verfügbar, aus welchen über lineare Regression die Matrix  $\underline{\underline{A}}$  aus den Matrizen der Lastsätze  $\underline{\underline{F}}$  ( $3 \times n$ -Matrix) und der Offset-korrigierten Ausgangsspannungen  $\underline{\underline{\Delta u}}$  ( $4 \times n$ -Matrix) ermittelt werden kann. Um nun die Kalibrierungsmatrix  $\underline{\underline{B}}$  zu bestimmen, kann diese als Pseudoinverse von  $\underline{\underline{A}}$  aufgefasst werden, die nach dem MOORE-PENROSE-Verfahren ermittelt wird [197].

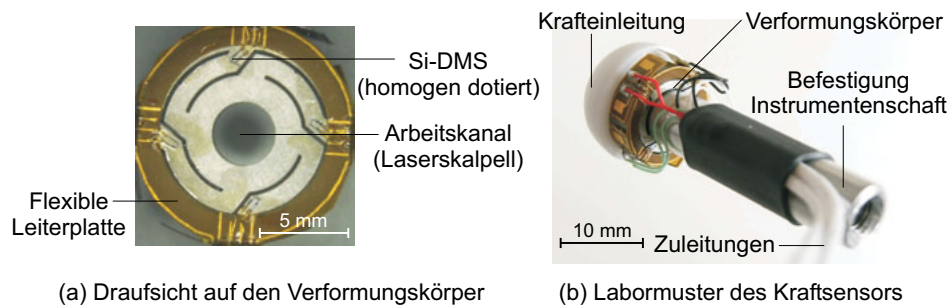
Aufgrund der zeitsparenden und robusten Umsetzung letztgenannte Verfahren wird für die Sensorkalibrierung angewendet und in einer Labview-Routine implementiert.

## 5.3 Experimentelle Untersuchung

Für beide Anwendungsfälle werden Kraftsensoren aufgebaut und messtechnisch untersucht. Die Abbildungen 5.7 und 5.8 zeigen die resultierenden Labormuster zur Kraftmessung an den Instrumenten Laserskalpell und Greifer. Der Musterbau der beiden Sensorvarianten (mit jeweils vier geraden bzw. gebogenen Streben, Abb. 5.6) sowie ihre Integration in das System INKOMAN wird im Folgenden beschrieben.

### 5.3.1 Musterbau

Bei beiden Varianten wird der Verformungskörper als Drehteil aus dem Spezialstahl 17-4 PH gefertigt. Abhängig von der Strukturbreite werden die Verfahren zur Realisierung der Blattfederstruktur ausgewählt. Die Topologie mit den gebogenen Streben hat eine Strukturbreite von  $< 200 \mu\text{m}$  und wird durch Drahterosion gefertigt (Mechanische Werkstatt Adam GmbH, Berlin, Deutschland). Zur Erfassung der Dehnungen an den gebogenen Streben werden homogen dotierte Si-DMS (Typ SS-037-022-500 PU,

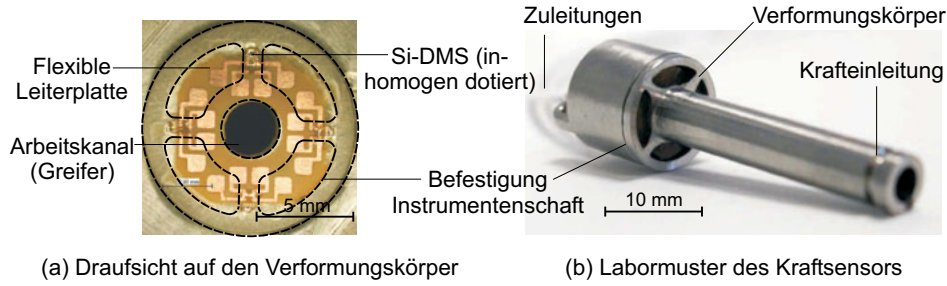


**Abb. 5.7:** Drei-Komponenten-Kraftsensor zur Erfassung der Kräfte beim Laserschneiden. (a) zeigt die Draufsicht auf den Verformungskörper. Die in den Streben auftretenden Dehnungen werden mit vier homogen dotierten Silizium-DMS, die auf den Streben in der Nähe der Krafteinleitung integriert sind, ausgewertet. Das Labormuster des in die Instrumentenplattform integrierbaren Sensors ist in (b) dargestellt. Die Krafteinleitung erfolgt über eine Teflonkuppel am Außenring.

Micron Instruments, Simmi Valley, USA) eingesetzt, da zu diesem Zeitpunkt die Präparation der Si-DMS noch nicht abgeschlossen ist. Zur Kontaktierung wird in einem zweiten Schritt eine flexible Leiterplatte aufgeklebt und die Drähte der Si-DMS sowie die Messkabel angelötet. Der Verbund (Abb. 5.7(a)) wird anschließend mit der Instrumentenplattform verschraubt. Die Krafteinleitung erfolgt am Außenring über eine Teflonkuppel, die den nötigen Arbeitsabstand ( $\approx 1$  mm) des Laserskalpells zum Gewebe sichert (Abb. 5.7(b)).

Die Topologie mit den geraden Streben wird durch Laserschneiden am Institut EMK realisiert (Alpha Laser AC 200-2, RJ Lasertechnik GmbH, Übach-Palenberg, Deutschland). Zur Erfassung der Dehnungen werden die selbst entwickelten inhomogen dotierte Si-DMS (Variante 1c, vgl. Kapitel 4) verwendet. Die Elemente werden zusammen mit einer flexiblen Leiterplatte in einem Arbeitsschritt auf den Verformungskörper positioniert und aufgeklebt (EPO-TEK 353nd, Epoxy Technology Inc., Billerica, USA). Die elektrische Kontaktierung der Si-DMS erfolgt durch Drahtbonden (vgl. Abb. 4.4, Kapitel 4). Ein UV-aushärtender Polymerverguss (Vitalit 1605, Panacol, Steinbach, Deutschland) sichert die mechanische Stabilisierung und elektrische Isolierung der Bonddrähte. Anschließend werden die Messkabel angelötet.

Zur Integration in die Instrumentenplattform wird der Verbund aus Verformungskörper und Si-DMS (Abb. 5.8(a)) mit der Plattform verklebt (Loctite M-121HP, Henkel, Düsseldorf, Deutschland). Abbildung 5.8(b) zeigt den Aufbau der zweiten Sensorvariante. Im Folgenden wird die experimentelle Untersuchung des letztgenannten Sensors vorgestellt.



**Abb. 5.8:** Drei-Komponenten-Kraftsensor zur Erfassung der Kräfte beim minimal-invasiven Greifen. (a) zeigt die Draufsicht auf den Verformungskörper. Die in den Streben (Kennzeichnung durch gestrichelte Linie) auftretenden Dehnungen werden mit vier inhomogen dotierten Silizium-DMS, die auf den Streben in der Nähe der Einspannung (Befestigung Instrumentenschaft) integriert sind, ausgewertet. Das Labormuster des in die Instrumentenplattform integrierten Sensors ist in (b) dargestellt. Die Krafteinleitung erfolgt an der Instrumentenspitze.

### 5.3.2 Messtechnische Charakterisierung

Die Referenzkraft wird über Gewichte ( $\Delta m \approx \pm 50 \text{ mg}$ ) erzeugt, die an der Instrumentenspitze im Abstand  $l_W = 25 \text{ mm}$  aufgehängt werden (Abb. 5.9). Zur Änderung der jeweiligen Krafrichtung wird der Sensor im Raum ausgerichtet, so dass der Vektor der Gewichtskraft in die entsprechende Raumrichtung zeigt. Die Positionierung des Sensors ist mit einem Winkelfehler von  $\Delta \alpha \leq \pm 2^\circ$  je Raumrichtung behaftet, welcher bei der Auswertung berücksichtigt werden muss. Die Si-DMS werden mit einem Konstantstrom  $I_0 = 1 \text{ mA}$  gespeist und das resultierende Ausgangssignal verstärkt (SCP 2853A Typ 4665, Kistler Holding AG, Winterthur, Schweiz) und digitalisiert (AD/DA-Konverter KPCI-3107, Keithley Instruments GmbH, Germering, Deutschland). Zur Bestimmung der Übertragungsmatrix  $\underline{\underline{A}}$  werden drei Lastsätze ( $\underline{F}_1 = (F_1; 0; 0)^T$ ,  $\underline{F}_2 = (0; F_2; 0)^T$ ,  $\underline{F}_3 = (0; 0; F_3)^T$ ;  $F_i \approx 4,91 \text{ N}$ ) appliziert und jeweils über 1.000 Messwerte gemittelt. Durch Berechnung der Pseudoinversen nach dem oben beschriebenen Verfahren ergibt sich die Kalibrierungsmatrix  $\underline{\underline{B}}$ :

$$\underline{\underline{B}} = \begin{pmatrix} -5,194 & -23,501 & 12,348 & 31,845 \\ -40,578 & -19,450 & -19,456 & 48,863 \\ 43,0443 & 39,186 & 37,938 & -131,180 \end{pmatrix} \text{ in N/V.} \quad (5.19)$$

Die Analyse des statischen Übertragungsverhaltens des Kraftsensors erfolgt mit dem in Abbildung 5.10(a) visualisierten Messablauf. Anhand der Be- und Entlastungszyklen werden die systematischen Fehler nach Festpunkteinstellung für jede Raumrichtung ermittelt (Tab. 5.5). Der resultierende Kraftverlauf ist in Abbildung 5.10(b) dargestellt

**Tabelle 5.5:** Statisches Übertragungsverhalten des Labormusters. Als Messelemente werden die im Rahmen der Arbeit entwickelten inhomogen dotierten Si-DMS (Variante 1c) verwendet. Die Linearitäts- und Hysteresefehler sind als reduzierte Fehler angegeben und auf den Nennwert  $F_N = 4,91 \text{ N}$  bezogen.  $U_i$  gibt das Übersprechen der Krafrichtungen an. In Klammern sind die resultierenden Messergebnisse nach einer Korrektur der Nullpunktverschiebung angegeben.

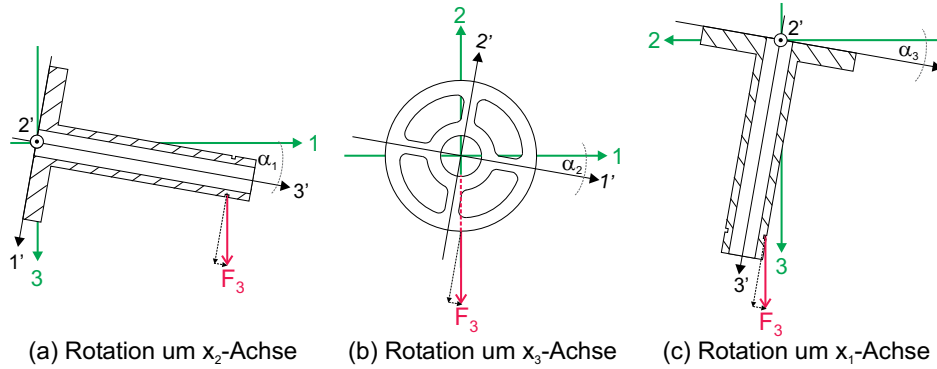
Nr.	Parameter	Wert	Bemerkung
1	Verstärkungsfaktor $V$	40	elektrisch, alle 4 Kanäle
2	Nichtlinearität $F_{L,1}$	$\leq 0,47 \% (0,40 \%)$	Laststufe 4 ( $\approx 1,96 \text{ N}$ )
3	Nichtlinearität $F_{L,2}$	$\leq 3,03 \% (0,53 \%)$	Laststufe 14 ( $\approx 0,49 \text{ N}$ )
4	Nichtlinearität $F_{L,3}$	$\leq 12,41 \% (1,79 \%)$	Laststufe 14 ( $\approx 0,49 \text{ N}$ )
5	Hysteresefehler $F_{H,1}$	$\leq 0,43 \% (1,41 \%)$	Laststufen $4 \leftrightarrow 12$
6	Hysteresefehler $F_{H,2}$	$\leq 2,48 \% (0,77 \%)$	Laststufen $2 \leftrightarrow 14$
7	Hysteresefehler $F_{H,3}$	$\leq 12,06 \% (0,82 \%)$	Laststufen $2 \leftrightarrow 14$
8	$U_1 = \max(F_2; F_3)/F_1$	$\leq 7 \%$	Laststufe 14 ( $\approx 0,49 \text{ N}$ )
9	$U_2 = \max(F_1; F_3)/F_2$	$\leq 22 \%$	Laststufe 14 ( $\approx 0,49 \text{ N}$ )
10	$U_3 = \max(F_1; F_2)/F_3$	$\leq 5 \%$	Laststufe 13 ( $\approx 0,98 \text{ N}$ )

(Verläufe der Spannungen  $\Delta u_i$  s. Anhang F). Die Krafrichtungen können unterschieden werden, allerdings kommt es zum Übersprechen ( $U_i$ ,  $i = 1, 2, 3$ ) zwischen den einzelnen Kraftkomponenten. Die Ursachen hierfür sowie für die erhöhten systematischen Fehler sind unter anderem auf die Versuchsanordnung zurückzuführen und werden im Folgenden diskutiert.

**Drift des Nullpunktsignals** Bei der Untersuchung des Labormusters ist eine lineare Zunahme des Nullpunktwertes bei den Spannungsverläufen der vier Messelemente zu beobachten (Anhang F, Abb. F.4). Neben einer fehlerhaften Unterscheidung der Kraftkomponenten sind erhöhte systematische Fehler die Folge (vgl. Tab. 5.5). Die Nullpunktverschiebung kann auf drei Ursachen zurückgeführt werden:

- Abhängig von der Dicke der Klebstoffschicht zwischen Messelement und Verformungskörper kann das viskoelastische Verhalten der Klebstoffschicht eine zeitabhängige Änderung der Ausgangsspannung bewirken. Um diese Problematik zu umgehen, ist es sinnvoll, die Messelemente aufzuglasen. Wie in [142] gezeigt wird, können hierdurch Hysterese und Nichtlinearität minimiert werden.



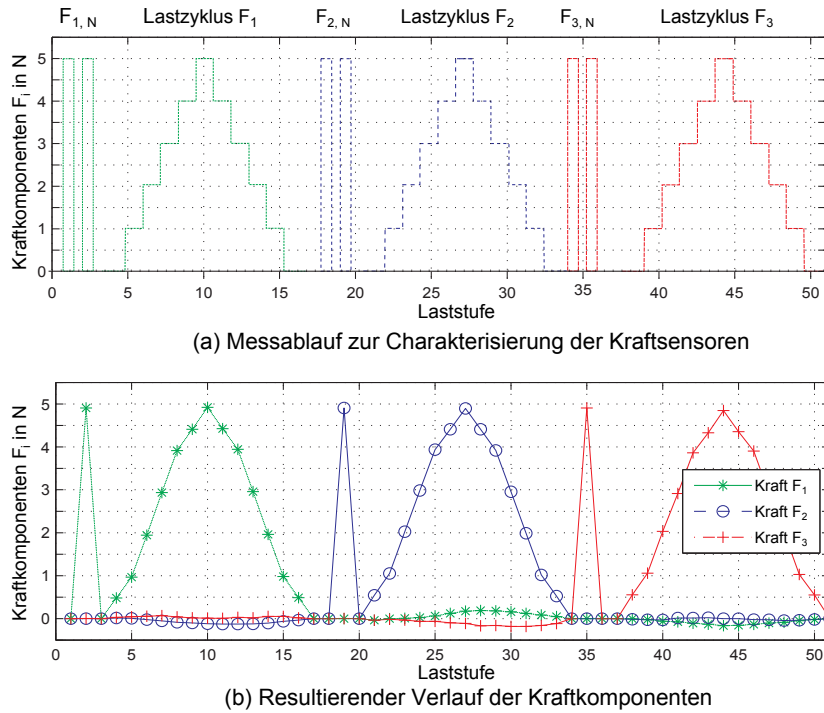


**Abb. 5.9:** Messregime zur Bestimmung des statischen Übertragungsverhaltens. Durch die manuelle Ausrichtung des Kraftsensors im Raum kommt es zu einer Verdrehung des lokalen Koordinatensystems  $(x_1', x_2', x_3')$  bezogen auf das globale Koordinatensystem  $(x_1, x_2, x_3)$ . Die Rotationen um die drei Koordinatenachsen bewirken, dass die ursprünglich in  $x_3$ -Richtung ausgerichtete Gewichtskraft in alle drei Raumrichtungen wirkt. Diese Mischkraft bewirkt eine fehlerhafte Kalibrierung. Die gestrichelten Pfeile kennzeichnen die wirkenden Kraftkomponenten bezogen auf das lokale Koordinatensystem des Kraftsensors.

- Neben den viskoelastischen Eigenschaften der Zwischenschicht kann auch noch ein nicht-elastisches Verhalten des Verformungskörpermaterials (Kriechen) als Ursache auftreten.
- Die bei der Charakterisierung verwendete Einspannung weist eine rotatorische Nachgiebigkeit auf. Dies führt dazu, dass die Orientierung des Referenzkraftvektors sich während der Messung ändern kann (Abb. 5.9). Aufgrund der Geometrie der Krafteinleitung (Hebellänge  $l_W = 25 \text{ mm}$ , Durchmesser  $d = 4 \text{ mm}$ ) wird im Nullpunkt eine Kraft von etwa  $0,02 \text{ N}$  hervorgerufen. Eine Winkeländerung um beispielsweise  $\alpha_1 \approx 2^\circ$  führt somit zu einer Kraftänderung von  $3,5 \%$ .

Da bei den Lastzyklen  $\underline{F}_1$  bzw.  $\underline{F}_2$  die Nullpunktverschiebung und damit die systematischen Fehler geringere Beträge annehmen, ist anzunehmen, dass die rotatorische Nachgiebigkeit der Einspannung für die erhöhte Abweichung beim dritten Lastzyklus verantwortlich ist.

**Abweichung der Referenzkraft** Bei der Berechnung der Koeffizienten  $a_{ij}$  liegt die Annahme zugrunde, dass die Gewichtskraft lotrecht als Normalkraft eingeleitet wird ( $\underline{F}_{\text{Gewicht}} \parallel x_{i'} - \text{Achse}, i = 1, 2, 3$ ) und die Halterung (Einspannung) keine rotatorischen oder translatorischen Freiheitsgrade aufweist. Bei der durchgeführten Kalibrierungsmessung treten jedoch die in Abbildung 5.9 skizzierten Fehlerfälle auf. Durch eine



**Abb. 5.10:** Charakterisierung des Labormusters für die Kraftmessung beim minimal-invasiven Greifen. Das zugrunde liegende Messregime zeigt (a). Die Erzeugung der Kräfte erfolgt über das Anhängen von Gewichten. Um die Kalibrierungsmatrix  $\underline{\underline{B}}$  zu bestimmen, wird der Kraftsensor in jeder Raumrichtung mit der Nennkraft  $F_N$  belastet und die Pseudoinverse der Übertragungsmatrix  $\underline{\underline{A}}$  berechnet. Anhand der Lastzyklen  $F_i$  wird das statische Übertragungsverhalten charakterisiert. Zur Bestimmung des Ausgangssignals der Messelemente wird bei jeder Laststufe über 1.000 Messwerte gemittelt. Der resultierende Kraftverlauf für  $F_i \approx 4,91 \text{ N}$  ist in (b) dargestellt. Bei den Lastzyklen wurde die Verschiebung des Nullpunkts korrigiert.

Rotation des lokalen Koordinatensystems  $(x_1', x_2', x_3')$  bezogen auf das globale Koordinatensystem  $(x_1, x_2, x_3)$  bei der Einleitung der zuvor genannten Lastsätze tritt ein Winkelfehler von  $\alpha_j \leq \pm 2^\circ$ ,  $j = 1, 2, 3$  auf. Der Sensor wird bei der Kalibrierung mit einer Mischkraft belastet. Die Übertragungsmatrix und ihre Pseudoinverse und damit die Kraftwerte werden fehlerhaft berechnet.

## 5.4 Schlussfolgerungen

Am Beispiel des triaxialen Kraftsensors für die minimal-invasive Instrumentenplattform INKOMAN wurde eine der Anwendungsmöglichkeiten inhomogen dotierter Si-

DMS vorgestellt. Der hohe Miniaturisierungsgrad der Messelemente ermöglicht es, die Blattfederstruktur so auszulegen, dass der Empfindlichkeitsunterschied zwischen lateralen und axialen Kraftkomponenten reduziert werden kann, ohne auf die Vorteile einer Vollbrückenordnung verzichten zu müssen.

Die bei der messtechnischen Untersuchung auftretenden erhöhten systematischen Fehler sind auf die nachgiebige Einspannung des Sensors sowie die fehlerhafte Bestimmung der Referenzkraft zurückzuführen. Im Fall der lateralen Kraftkomponenten ( $\underline{F_1}$ ,  $\underline{F_2}$ ) liegen die Nichtlinearität und Hysterese jedoch im geforderten Bereich (vgl. 5.1). Bei der axialen Kraftkomponente ( $\underline{F_3}$ ) bewirkt die zeitlich veränderliche Nachgiebigkeit der Einspannung eine Nullpunktverschiebung, welche zu stark erhöhten systematischen Fehlern führt. Es ist zu erwarten, dass der Einsatz eines Mehrkomponenten-Kraftsensors zur Erfassung der Referenzkraft sowie eine automatisierte Krafterzeugung und Fixierung des Kraftsensors zu einer Reduzierung der systematischen Fehler und einer verbesserten Unterscheidung der Kraftkomponenten führt (vgl. Tab. 5.5), was für den Nachweis der Eignung jedoch nicht erforderlich ist.

Um den Einfluss des viskoelastischen Verhaltens der Zwischenschicht zu reduzieren und die systematischen Fehler weiter zu verringern, bietet sich das Aufglasen der Messelemente auf den Verformungskörper an (vgl. Abschnitt 4.2.1). Hieraus kann zusätzlich eine Erhöhung der Empfindlichkeit und damit ein verbessertes Signal-Rausch-Verhältnis resultieren. Im Vergleich zum ersten Funktionsmuster (Abb. 5.7) zeigt sich, dass die Verwendung von Einzelwiderständen, die in einer Viertelbrücke ausgewertet werden, eine aufwändige Sensorelektronik sowie eine zusätzliche Erfassung der Temperatur erfordert, um die im Vergleich zum zweiten Funktionsmuster deutlich erhöhte Messunsicherheit zu reduzieren. Das nun folgende Kapitel behandelt die zweite Anwendungsmöglichkeit piezoresistiver Dehnungsmesselemente: die strukturintegrierte Dehnungsmessung in adaptronischen Systemen.

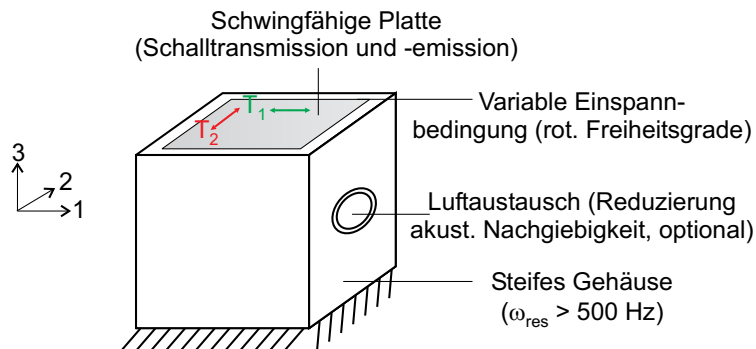


## 6 Strukturintegration von Dehnungsmesselementen in adaptronische Systeme

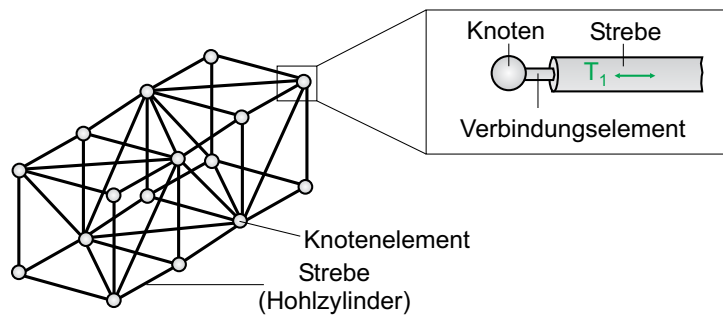
Adaptronische Systeme sind eine Untermenge mechatronischer Systeme mit dem Merkmal, dass die Aktoren, Sensoren sowie Regel- bzw. Steuereinheiten in die Struktur selbst integriert werden. Ein Bauteil kann so auf sich ändernde Umgebungsbedingungen eigenständig reagieren. Typische adaptronische Applikationen sind die Überwachung bzw. Reduzierung von Schwingungen an (Leichtbau-) Strukturen wie Brücken, Flug- oder Kraftfahrzeugen [211, 212]. Hierzu werden die mechanischen Größen Beschleunigung, Kraft oder Dehnung messtechnisch erfasst und die elektrische Zwischengröße einer Signalverarbeitungseinheit zugeführt. Zur Erfassung der Dehnung wurden bisher faseroptische Sensoren [84, 212] oder konventionelle DMS integriert [212, 213]. Im Fall rein dynamischer Fragestellungen kommen auch piezoelektrische Flächenwandler zum Einsatz [86, 89].

Übertragen auf die Entwicklung adaptronischer Dehnungssensoren kann somit als langfristiges Ziel formuliert werden, diese möglichst schon im Herstellungsprozess in die Struktur zu integrieren bzw. die Struktur aus intelligenten Materialien zu fertigen (vgl. Abschnitt 2.1.3). Die Disziplinen Materialentwicklung und Fertigungstechnik sind daher gefordert, neuartige Materialien mit Sensor- bzw. Aktoreigenschaften zu entwickeln und Fertigungstechnologien für eben diese funktionalen Werkstoffe zu etablieren.

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Untersuchung strukturintegrierbarer Dehnungssensoren vorgestellt, welche im Rahmen der vorliegenden Arbeit für das vom Land Hessen geförderte LOEWE-Zentrum AdRIA (Adaptronics - Research, Innovation, Application) durchgeführt wurde. Das Ziel des AdRIA-Zentrums ist es, verschiedene Lösungsstrategien für die Realisierung adaptronischer Systeme zu untersuchen und diese vergleichen zu können. In der Aufbauphase des Zentrums wurden die drei Leitprojekte *Adaptives Auto*, *Leises Büro* sowie *Adaptive Tilger* als typische Anwendungsfelder für adaptronische Systeme definiert. Die komplexen Systeme sind in sogenann-



(a) Schematischer Aufbau des Akustikdemonstrators



(b) Schematischer Aufbau einer Tragwerksstruktur mit drei Zellen

**Abb. 6.1:** Funktionsdemonstratoren zur Anwendung strukturintegrierter Sensoren. Der 'Akustik-Demonstrator' (a) repräsentiert schwingfähige, flächige Strukturen wie Karosserieelemente oder Gebäudefassaden. Durch externe Erregung bilden sich auf der Platte Moden aus, die überwacht und aktiv gedämpft werden. Das *Tragwerk* (b) reduziert schwingfähige, balkenförmige Leichtbaustrukturen wie Brücken auf die Grundelemente Knoten und Streben, die durch die Integration von Sensoren und Aktoren zu intelligenten Bauteilen erweitert werden können. Durch externe Anregung bilden sich Schwingungsmoden in der Konstruktion aus, die mittels Dehnungssensoren in den Pendelstützen erfasst werden können.

ten Funktionsdemonstratoren abstrahiert, die eine Plattform für grundlegende Analysen ermöglichen. Die Untersuchung strukturintegrierter Sensoren wurde an den in Abbildung 6.1 dargestellten Demonstratoren durchgeführt. Sie unterscheiden sich hinsichtlich der Komplexität der mechanischen Topologie. Der *Akustik-Demonstrator* repräsentiert flächige Strukturen, die zum Schwingen angeregt werden und aufgrund ihrer Vibration Schall abstrahlen (Abb. 6.1(a)). Durch ein adaptronisches System sollen diese Schwingungen für beliebige Anregungen überwacht und kompensiert werden. Der resultierende mechanische Spannungszustand ist biaxial. Das *Tragwerk* repräsentiert eine Leichtbaustruktur, die ebenfalls extern zum Schwingen angeregt wird (Abb. 6.1(b)). In die Streben bzw. Knotenelemente werden Aktoren und Sensoren integriert, um den Schwingungs- und Belastungszustand an verschiedenen Positionen der Struktur zu überwachen und aktiv zu dämpfen. Der Spannungszustand kann idealisiert als uniaxial angenommen werden. Die Erkenntnisse können auf den dritten Demonstrator, das *adaptive Motorlager* übertragen werden [214].

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden einerseits die drei diskret integrierbaren Dehnungssensoren:

- inhomogen dotierte Siliziumelemente (s. Kapitel 3 und 4),
- piezoelektrische Flächenwandler (s. [214, 215]) sowie
- faseroptische Sensoren (Faser-Bragg-Gitter-Sensoren, experimentelle Untersuchung s. Anhang D)

für diesen Anwendungsfall untersucht. Andererseits steht auch die Anwendung kostengünstiger Sensortechnologien wie der Druck elektrisch leitender niedertemperaturtrocknender Fluide im Fokus. Auf der Analyse der Letztgenannten liegt der Schwerpunkt des nun folgenden Kapitels. Zunächst werden die Anforderungen, die aus der Strukturintegration resultieren, zusammengefasst und die Integration diskreter Messelemente diskutiert. Darauf aufbauend wird die Untersuchung der gedruckten Dehnungssensoren vorgestellt.

## 6.1 Anforderungen an strukturintegrierbare Sensoren

Tabelle 6.1 zeigt einen Auszug der aus den Funktionsdemonstratoren abgeleiteten Anforderungen. Neben dem bei der jeweiligen Applikation auftretenden mechanischen Spannungszustand sind vor allem fertigungstechnische Aspekte relevant. Insbesondere bei flächigen Strukturen ist es aus fertigungstechnischer Sicht wünschenswert, die Funktionalisierung des Halbzeugs vor einem eventuellen Umformungsschritt durchzuführen. Bereiche, die nach einer Umformung nicht mehr zugänglich sind, können so funktio-

nalisiert werden. Allerdings treten dabei hohe mehrachsige Umformgrade auf [216], welchen die Sensoren während der Herstellung ausgesetzt werden. Der Miniaturisierungsgrad der Sensortechnologie spielt in diesem Fall eine untergeordnete Rolle.

Im Fall der balkenförmigen Strukturen steht die Integration der Sensoren auf der Strebenoberfläche im Vordergrund. Eine Umformung wird nicht betrachtet und diskrete Sensoren können an der Oberfläche integriert werden. Deren Integration in adaptronische Systeme wird im Folgenden diskutiert.

## 6.2 Integration diskreter Messelemente

Aus der messtechnischen Charakterisierung in Kapitel 3 geht hervor, dass die Silizium-Dehnungsmesselemente hinsichtlich ihrer Empfindlichkeit und minimal detektierbaren Dehnung zur Integration in adaptronische Systeme geeignet sind. Vergleichbar mit konventionellen DMS oder faseroptischen Sensoren werden die Silizium-Elemente derzeit manuell appliziert und sind damit bei einer großen Anzahl an Messstellen unwirtschaftlich bzw. nur im Labormaßstab sinnvoll einsetzbar. Die Komplexität realer adaptronischer Systeme erfordert allerdings eine hohe Anzahl an Messstellen, was eine kostengünstige Integration erforderlich macht. Das in Abschnitt 4.2.2 beschriebene Verfahren der Flip-Chip-Kontaktierung bietet sich hierfür an.

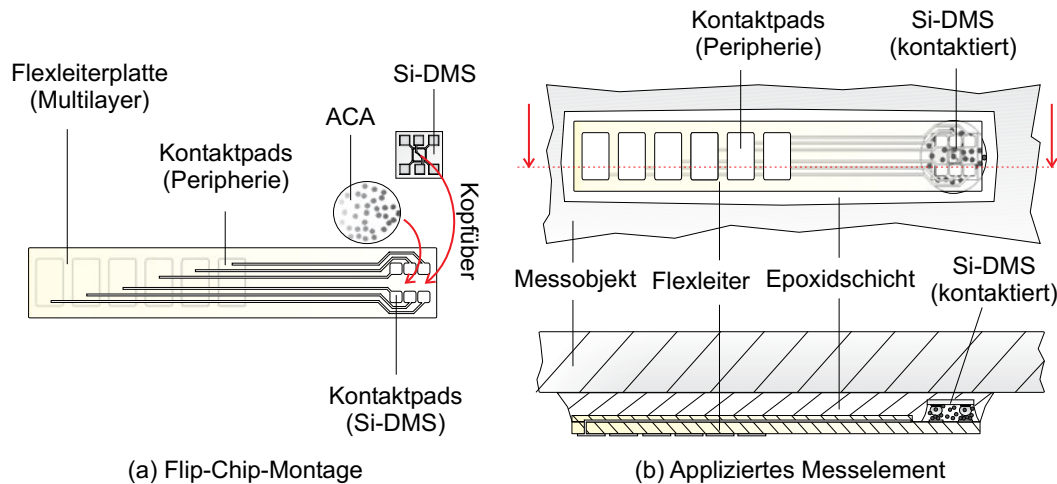
Die Messelemente werden kopfüber auf eine flexible Leiterplatte (Flexleiter) montiert. Eine anisotrop leitfähige Schicht sichert sowohl die mechanische als auch die elektrische Verbindung von Messelement und Flexleiter (Abb. 6.2(a)). Der Verbund aus Messelement und Flexleiter kann so vergleichbar mit Folien-DMS auf das jeweilige Messobjekt appliziert werden (Abb. 6.2(b)). Neben der Applizierung kontaktierter Einzel-DMS ist auch die Realisierung von Flip-Chip-kontaktierten Sensorarrays denkbar. Die Messelemente sind auf einer Flexleiterfolie integriert, die beispielsweise in Verbundwerkstoffe einlaminieren werden kann, um die Dehnungsverteilung in einer Ebene zu erfassen. Die 'Stapel-Anordnung' von Trägerfolie, Messelement und Zwischenschicht kann im Falle dünner oder nachgiebiger Messobjekte jedoch zu Rückwirkungen auf das Verformungsverhalten führen, was bei der Messdatenauswertung zu berücksichtigen ist.

Aus der Anforderungsermittlung geht hervor, dass im Falle flächiger Strukturen die Wirtschaftlichkeit und damit die Fertigungstechnologie an Relevanz gewinnt. Erfolgt nach der Sensorintegration eine Umformung, so kann eine mehrachsige plastische Verformung aufgrund der Sprödigkeit von Silizium zur Zerstörung der Messelemente führen [7, 143]. Wegen der genannten Einschränkungen werden im Rahmen der Arbeit zusätzlich zu den Siliziumelementen drucktechnisch hergestellte resistive Dehnungssensoren untersucht. Der Einsatz eines kontinuierlichen Verfahrens zum Funktionalisieren



**Tabelle 6.1:** Hauptanforderungen an strukturintegrierbare Sensoren, die im Rahmen des LOEWE-Zentrums AdRIA von den Funktionsdemonstratoren abgeleitet wurden (vgl. Abb. 6.1). Die Applikation adressiert die Überwachung des Schwingungszustandes balkenförmiger bzw. flächiger Funktionsstrukturen.

Nr.	Bezeichnung	Wert	F/W	Bemerkung
1	Messgröße	$S_1$	F	Erfassung der Längsdehnung
2		$S_1, S_2$	W	Unterscheidung von Längs- und Querdehnung
3	Anzahl $n$ der Messstellen	$1 < n \leq 48$	F	'Akustik-Demonstrator': $n \leq 4$
4	Nenndehnung $S_N$	$\leq 4 \cdot 10^{-4}$	F	'Tragwerk', Struktursimulation [217]
5		$\leq 10^{-5}$	F	'Akustik-Demonstrator', Struktursimulation
6	Minimaldehnung $S_{\min}$	$\leq 10^{-6}$	F	'Akustik-Demonstrator', Struktursimulation
7	Maximaldehnung $S_{\max}$	$\leq 2 \cdot 10^{-3}$	F	Resonanzfall
8	Umformbarkeit	$S_{\text{plastisch}} \geq 20 \%$	F	Funktionalisierung von Karosserieelementen
9	untere Grenzfrequenz	$\leq 20 \text{ Hz}$	F	'Tragwerk', Modalanalyse [217]
10		$\leq 10^{-2} \text{ Hz}$	W	Detektion statischer Lasten
11	obere Grenzfrequenz	$\approx 300 \text{ Hz}$	F	'Tragwerk', Modalanalyse [217]
12		$\gg 300 \text{ Hz}$	W	Kompensation hörbarer Schwingungen bzw. Strukturüberwachung ('Akustik-Demonstrator')
13	Messunsicherheit $F$	$\leq 10 \%$	F	abhängig von Regelgenauigkeit



**Abb. 6.2:** Strukturintegration diskreter Si-DMS. Das Messelement wird kopfüber auf der flexiblen Leiterplatte montiert (a). Um Messelement und Flexleiter sowohl elektrisch leitend als auch mechanisch zu verbinden, wird anisotrop leitfähiger Klebstoff (ACA) eingesetzt. Anschließend wird der Verbund auf das Messobjekt appliziert (b).

der Bauteiloberflächen kann zu einer deutlichen Kostenreduzierung führen. Aufgrund der geringen Dicke der dehnungssensitiven Schichten können die Rückwirkungen auf das Messobjekt deutlich verringert werden.

Die Eigenschaften gedruckter Sensorschichten werden im Folgenden erörtert. In wie weit die Umformbarkeit die Funktionalität der dehnungssensitiven Schichten beeinträchtigt, ist eine der untersuchten Fragestellungen.

### 6.3 Funktionalisierung leitfähiger Oberflächen

Die nun folgenden Abschnitte sind thematisch in vier Bereiche untergliedert. Zunächst wird allgemein der Stand der Technik beim funktionalen Drucken vorgestellt und geeignete Druckverfahren und Funktionsfluide ausgewählt. Die elektrischen Eigenschaften werden in Abhängigkeit des Herstellungsprozesses analysiert und ein strukturintegrierbarer Dehnungssensor basierend auf den eingangs vorgestellten Anforderungen entworfen. Abschließend werden die elektromechanischen Eigenschaften des Sensors untersucht und diskutiert.

**Tabelle 6.2:** Vergleich wichtiger Parameter konventioneller Druckverfahren, die zur Sensorrealisierung verwendet werden [57, 168, 219, 220]

Parameter	Siebdruck	Inkjetdruck	Aerosoljetdruck
Schichtdicke	1 ... 30 $\mu\text{m}$	0,05 ... 1,5 $\mu\text{m}$	0,01 ... 5 $\mu\text{m}$
Linienbreite	$\geq 50 \mu\text{m}$	$\leq 40 \mu\text{m}$	10 ... 100 $\mu\text{m}$
Strukturierung	Sieb	maskenlos, CAD	maskenlos, CAD
Druckgeschwindigkeit	$\leq 3.000$ Drucke/h	0,3 $\mu\text{l/s}$	0,25 $\mu\text{l/s}$
Fluideigenschaften			
Viskositätsbereich	0,5 ... 20 Pas	2 ... 12 mPas	$10^{-3}$ ... 2,5 Pas
Partikelgröße	$\leq 5 \mu\text{m}$	$\leq 0,2 \mu\text{m}$	$\leq 0,5 \mu\text{m}$

### 6.3.1 Funktionales Drucken

Wie in Abschnitt 2.1.3 beschrieben, werden im wissenschaftlichen Bereich seit den 2000er Jahren konventionelle Druckverfahren wie Siebdruck, Inkjet- oder Aerosoljetdruck zur kostengünstigen Sensorintegration untersucht [168]. Durch die Verwendung nanoskaliger Tinten sinken die erforderlichen Prozesstemperaturen auf Werte kleiner  $300^\circ\text{C}$  [57] und auch polymere Oberflächen können mit Sensor- bzw. Aktoreigenschaften ausgestattet werden [218]. In Laborumgebung sind zudem Flexo- und Gravurdruck verbreitet, im industriellen Bereich erfolgt die Funktionalisierung von Oberflächen durch die Kontakt behafteten Verfahren Coating und Siebdruck. Zur Realisierung von Leiterbahnen und Sensorstrukturen kommen auch die kontaktlosen Verfahren wie Inkjet und Aerosoljet zur Anwendung [57, 58, 168]. Aufgrund ihrer Bedeutung für die Realisierung strukturintegrierbarer Sensoren werden die Eigenschaften der drei letztgenannten Verfahren in Anhang H kurz erläutert. Die für den Entwurfsprozess relevanten Parameter der Verfahren sind in Tabelle 6.2 zusammengefasst.

Als funktionale Druckfluide werden überwiegend partikelhaltige Suspensionen mit elektrischen Eigenschaften eingesetzt. Für die Herstellung von resistiven Sensorschichten im wissenschaftlichen Bereich sind die in Tabelle 6.3 zusammengefassten Materialien üblich. Neben zwei kommerziell verfügbaren Fluiden, einer Silbersuspension auf Lösungsmittelbasis und einer Wasser-basierten Suspension aus dem leitfähigen Polymer PEDOT:PSS, sind exemplarisch zwei polymere Komposita mit nanoskaligen Funktionspartikeln aufgeführt.

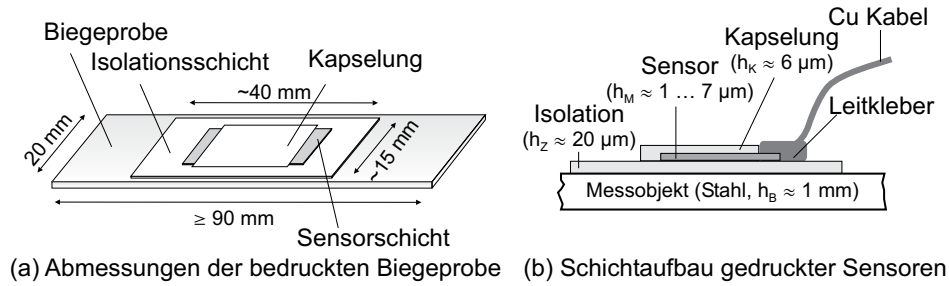
Anhand der  $K$ -Faktoren zeigt sich, dass alle aufgeführten Druckfluide resistives bis

**Tabelle 6.3:** Vergleich ausgewählter Druckfluide für strukturintegrierbare DMS. Die aufgeführten Komposita sind nicht drucktechnisch integriert, dienen jedoch als Ausblick für das Potential (piezo-)resistiver Funktionsfluide.

Druckfluid	$K$ -Faktor	$\rho$ in $\Omega \cdot \text{mm}$	Verfahren	Finishing
PEDOT:PSS	$0,48 \pm 0,07$ [221]	0,72 [222]	Coating [36, 221]	Trocknung: RT [36, 221]
	$17,8 \pm 4$ [36]	2,51 [222]	Inkjet [222]	Trocknung: 100 °C [222]
Silbersuspension	$3,35 \pm 0,13$ [57] 2,8 [58]	0,33	Aerosoljet	Sintern: $\leq 300$ °C
Komposite				
PMMA-MWCNT [223]	15,32	$2,3 \cdot 10^6$	Heißpressen	n.a.
	1,44	96,5	Heißpressen	n.a.
Epoxid-MWCNT [224]	2 ... 30	n.a.	n.a.	n.a.

leicht piezoresistives Verhalten aufweisen. Der Betrag von  $K$ -Faktor bzw. spezifischem Widerstand ist jedoch stark abhängig vom gewählten Herstellungsprozess und kann daher nicht eindeutig angegeben werden. Im Fall der PEDOT:PSS-Suspension unterscheiden sich die Werte des  $K$ -Faktors sogar um zwei Größenordnungen. Die größte Empfindlichkeit ist mit den Nano-Kompositen erreichbar. Nachteilig ist hierbei allerdings der hohe spezifische Widerstand. Zum einen wird im Fall leitfähiger Substrate hierdurch der Einfluss des Isolationswiderstands auf das Messergebnis gesteigert. Zum anderen vergrößert sich die minimal detektierbare Dehnung, die durch die (frequenzabhängige) Rauschleistungsdichte bestimmt wird (vgl. Abschnitt 3.4).

Im Rahmen der Arbeit werden die Sensoreigenschaften zweier kommerziell erhältlicher resistiver Druckfluide mit dem Ziel untersucht, Blechsubstrate vor dem Umformschritt zu funktionalisieren und den Einfluss der Umformung auf die Funktionsschichten zu analysieren. Die am Institut für Druckmaschinen und Druckverfahren der Technischen Universität Darmstadt (IDD) verfügbaren Druckverfahren Sieb- und Inkjetdruck werden ausgewählt, um verschiedene Schichtdicken realisieren zu können. Der Entwurf und die Realisierung der gedruckten Dehnungssensoren wird im Folgenden beschrieben.



**Abb. 6.3:** Aufbau der gedruckten Sensoren. Die dielektrische Schicht dient der Isolation der Sensorschicht gegenüber dem leitfähigen Substrat. Die Fertigung der Isolations- und Sensorschichten erfolgt am Institut für Druckmaschinen und Druckverfahren (IDD) an der Technischen Universität Darmstadt.

### 6.3.2 Herstellungsprozess

Als Substrat werden in der Umformtechnik verbreitete, elektrisch leitende Aluminium- bzw. Stahlbleche verwendet. Ihre Rauheit  $R_z$  liegt im Bereich von 3,26 bis 8,28  $\mu\text{m}$ . Um die Blechsubstrate zu funktionalisieren, wird der in Abbildung 6.3 gezeigte Schichtaufbau gewählt. Zur elektrischen Isolierung werden zwei Schichten eines dielektrischen Druckfluids mittels Siebdruck aufgetragen, um im vernetzten Zustand eine Zwischenschicht der Dicke  $h_z \approx 20 \mu\text{m}$  zu erhalten. Die hohe Schichtdicke folgt aus dem zuvor genannten Rauheitswert  $R_z$  der verwendeten Blechsubstrate, der bei nur einem Schichtauftrag zu Kurzschlüssen zwischen Sensorschicht und Blechsubstrat führen kann. Zur Isolation der leitfähigen Schichten werden zwei verschiedene dielektrische Druckfluide untersucht, die sich neben den Materialeigenschaften in ihrem Finishingprozess unterscheiden:

1. Fluid Iso-1: Der Polyesterlack (Bectron DP, 8401 VP, Elantas Beck, Hamburg, Deutschland) ist ein thermisch vernetzendes Polymer, das aus der Isolation von Spulendrähten bekannt ist. Er wird bei 80 °C für 30 min vernetzt.
2. Fluid Iso-2: Das UV-vernetzende Harz auf Acrylbasis (960UV161, Ruco, Eppstein, Deutschland) ist ein Überdrucklack und wird bei Raumtemperatur für 10 s belichtet.

Die Rauheit  $R_z$  der Isolationsschicht wird optisch vermessen und beträgt im Fall des Polyesterlacks  $(0,47 \pm 0,18) \mu\text{m}$ , im Fall des UV-Lacks  $(0,38 \pm 0,15) \mu\text{m}$ .

Zur Realisierung der resistiven Sensorschichten werden ebenfalls zwei funktionale Druckfluide untersucht, die aus der Recherche zum Stand der Technik bekannt sind (vgl. Tab. 6.3). Das erste Fluid ist eine lösungsmittelbasierte Silbersuspension (Nicomatic AG500, Nicomatic, Letchworth, UK), die durch Siebdruck strukturiert und bei

125 °C für 15 min getrocknet wird. Die Trockenschichtdicke liegt bei  $(6,8 \pm 1) \mu\text{m}$ . Das zweite Fluid ist eine wasserbasierte Suspension des leitfähigen Polymers PEDOT:PSS (Clevios, H. C. Starck, Goslar, Deutschland). Die Schichten werden sowohl durch Siebdruck als auch durch Inkjetdruck (DMP-2831, Fujifilm Dimatix, USA) strukturiert. Das Finishing bildet ein Trocknungsprozess bei Raumtemperatur für 24 Stunden. So ergeben sich Schichtdicken von  $(1 \pm 0,5) \mu\text{m}$  für den Siebdruck sowie  $(50 \pm 5) \text{nm}$  für Inkjet. Für die Kapselung der leitfähigen Schichten wird eine weitere Schicht des zuvor beschriebenen dielektrischen Fluids aufgetragen. Die Trockenschichtdicke beträgt etwa  $9 \mu\text{m}$ . Die Kontaktierung wird durch isotrop leitfähiges Kleben mit einem Einkomponenten-Klebstoff auf Epoxid-Basis (Elecolit 3653, Panacol, Steinbach, Deutschland) realisiert, der bei 100 °C für eine Stunde ausgehärtet wird (Abb. 6.3(b)). Der Übergangswiderstand liegt bei etwa  $2 \Omega$ .

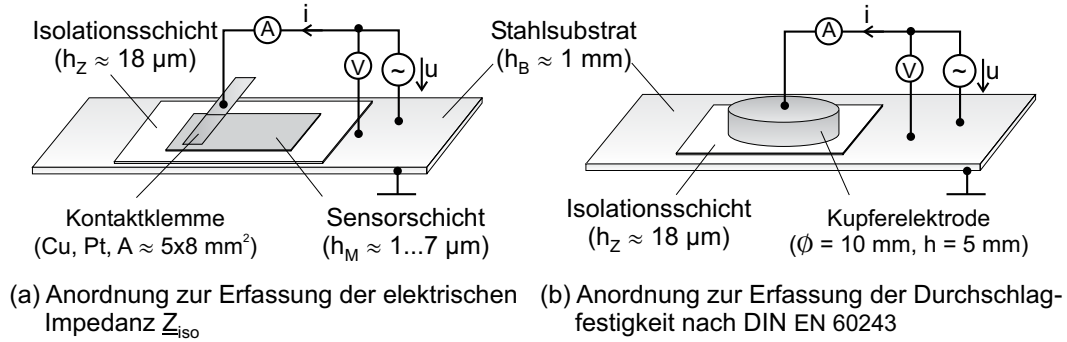
Aus Tabelle 6.3 geht hervor, dass die elektrischen und elektromechanischen Eigenschaften stark vom Herstellungsprozess, insbesondere der Temperaturbehandlung, beeinflusst werden. Daher ist die Charakterisierung der gedruckten Schichten für den gewählten Herstellungsprozess erforderlich. Darauf aufbauend können die Sensorlayouts entsprechend auslegt werden.

### 6.3.3 Charakterisierung der Druckfluide

Um die elektrischen Eigenschaften der gedruckten Schichten zu analysieren, werden die Schichtdicken  $h_M$  (Sensorschicht) und  $h_Z$  (Isolationsschicht), der spezifische Widerstand  $\rho$  gedruckter Sensorflächen sowie die elektrische Isolationsimpedanz  $Z_{\text{iso}}$  der Zwischenschicht messtechnisch untersucht und diskutiert.

#### Untersuchung der elektrischen Impedanz der Isolationsschicht

Die Untersuchung der Durchschlagfestigkeit und der elektrischen Impedanz  $|Z_{\text{iso}}|$  ist erforderlich, um die Isolationswirkung der Zwischenschicht zu quantifizieren. Eine ausreichende Isolation der Dehnungssensoren ist gewährleistet, wenn der Isolationswiderstand  $R_Z$  im  $\text{G}\Omega$ -Bereich liegt [1] und die beim Betrieb auftretende Feldstärke nicht zu einem Durchschlag der Isolationsschicht führt. Der Wert sollte  $E_{\text{max}} \geq 10 \text{ kV/mm}$  betragen [225]. Die Durchschlagfestigkeit wird in Anlehnung an die Industrienorm DIN EN 60243 durchgeführt [226] und für einen Stichprobenumfang von 20 Proben ermittelt. Hierbei wird eine elektrische Feldstärke über einen Zeitraum von 20 s in der Amplitude konstant gehalten und dann sprungartig erhöht. Eine sinusförmige Wechselspannung ( $f = 50 \text{ Hz}$ ) wurde entsprechend der in Abbildung 6.4(b) dargestellten Anordnung an der Isolationsschicht angelegt und die Amplitude in 100 V Schritten er-



**Abb. 6.4:** Schematische Anordnung zur Erfassung der elektrischen Parameter der Zwischenschichten (Iso-1 bzw. Iso-2). Zur Bestimmung der elektrischen Impedanz wird die Sensorschicht als Deckelektrode mittels einer gefederten Klemme kontaktiert (a). Die Durchschlagfeldstärke  $E_{\text{max}}$  wird nach der Industrienorm DIN EN 60243 untersucht [226]. Die Deckelektrode bildet ein Kupferzylinder (b). Das Substrat dient in beiden Anordnungen als Gegenelektrode.

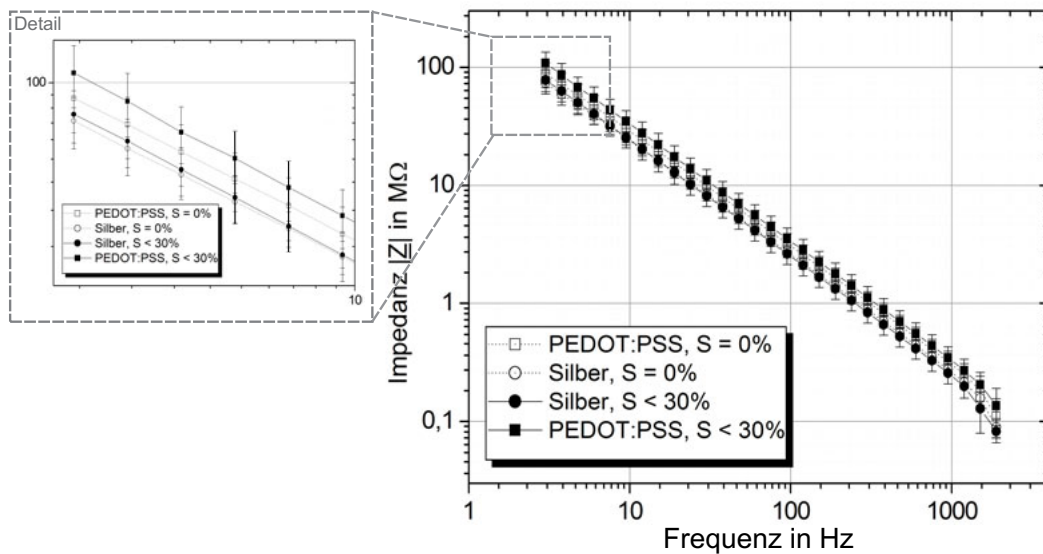
höht. Bei einer mittleren Schichtdicke von  $(20 \pm 2) \mu\text{m}$  führen  $1,9 \text{ kV}$  zum Durchschlag, die Durchbruchfeldstärke liegt somit bei  $E_{\text{max}} = 95 \text{ V}/\mu\text{m}$ , was nach [225] im Rahmen des geforderten Bereichs liegt.

Zur Ermittlung der elektrischen Impedanz der Zwischenschicht wird der Frequenzgang im Bereich von 3 bis  $2.000 \text{ Hz}$  erfasst, indem der Quotient aus sich ergebendem Strom und angelegter Spannung mit der Amplitude von  $\hat{u} = 70 \text{ V}$  gebildet wird [226].

$$Z_{\text{iso}} = \frac{1}{1/R_Z + j\omega C_Z} + R_E \quad (6.1)$$

Für die Zwischenschicht kann als Ersatzmodell eine Parallelschaltung aus dem Widerstand  $R_Z$ , welcher die ohmschen Verluste der Isolationsimpedanz beschreibt, und einer Kapazität  $C_Z$ , welche das dielektrische Verhalten abbildet, gewählt werden. Hinzu kommt ein in Reihe geschalteter Widerstand  $R_E$ , der sich aus dem Widerstand der Sensorschicht in Dickenrichtung sowie dem Übergangswiderstand zwischen Klemme und leitfähiger Schicht zusammensetzt (Abb. 6.4(a)). Aus Gl. (6.1) geht hervor, dass eine Verringerung von  $R_Z$  zu einem Absinken der Impedanz im Bereich niedriger Frequenzen führt und für  $\omega \rightarrow 0$  gegen den Wert von  $R_Z$  konvergiert. Eine Verringerung der Kapazität  $C_Z$  wird im mittleren Frequenzbereich sichtbar und führt zu einer Parallelverschiebung des gesamten Frequenzgangs hin zu niedrigeren Werten. Der Einfluss des Elektrodenwiderstands  $R_E$  wirkt sich auf den Bereich hoher Frequenzen aus und die Impedanz konvergiert gegen den Wert von  $R_E$ .

Anhand des gemessenen Impedanzverlaufs können so die Parameter des Ersatzschaltbildes abgeleitet und der Einfluss von Umformgraden bis  $20\%$  uniaxialer Dehnung un-

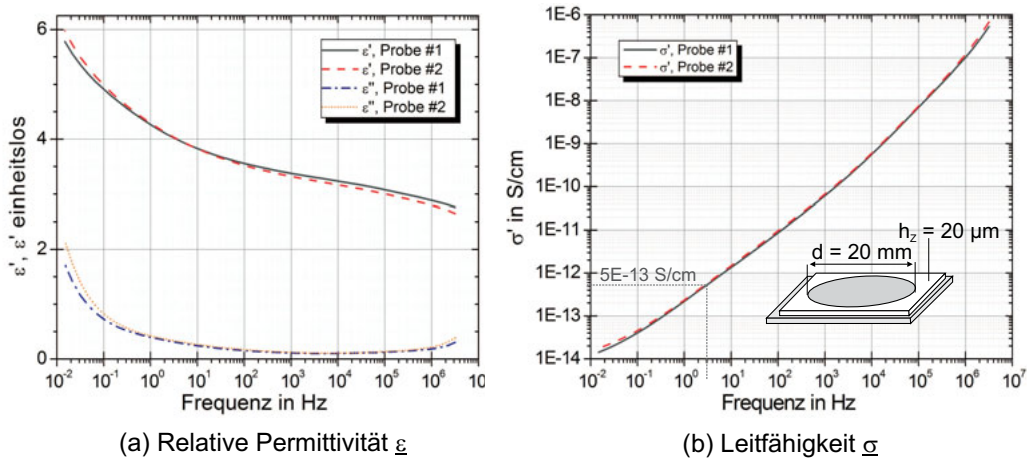


**Abb. 6.5:** Messung der Isolationsimpedanz von mechanisch unbelasteten sowie im Zugversuch plastisch verformten Biegeproben am Beispiel des Fluids Iso-1. Die Gegenelektrode bildet das Stahlsubstrat, für die Topelektrode wurden die beiden elektrisch leitfähigen Druckfluide verwendet.

tersucht werden. Es wird vermutet, dass durch die plastische Verformung eine Erhöhung des Elektrodenwiderstands  $R_E$  erfolgt sowie eine Verringerung der Isolationsimpedanz  $Z_{iso}$ .

Wie in Abbildung 6.5 ersichtlich hat die Umformung keine Auswirkung auf den Verlauf des Frequenzgangs der Isolationsimpedanz. Die Änderung der Frequenzgänge liegt im Bereich der Standardabweichung der untersuchten Stichprobe. Im Diagramm ist nur das kapazitive Verhalten der Zwischenschicht sichtbar. Für die Schichtkapazität  $C_Z$  des zugrunde liegenden Modells ergibt sich ein Wert von  $(0,55 \pm 0,27)$  nF, der sich durch die plastische Verformung auf etwa  $(0,8 \pm 0,04)$  nF erhöht. Die Erhöhung liegt im Bereich der Standardabweichung des Werts der unverformten Schicht. Für den Isolationswiderstand des untersuchten Druckfluids kann einzig die Aussage getroffen werden, dass  $R_Z$  bei PEDOT:PSS-Elektroden Werte  $> 100$  MΩ und bei Silberelektroden Werte  $> 80$  MΩ annimmt. Zur Kontrolle der Ergebnisse und zur Untersuchung eines größeren Frequenzbereichs wird an zwei Proben der Dicke  $20\text{ }\mu\text{m}$  das dielektrische Verhalten der Zwischenschicht untersucht. Die Messungen finden am Deutschen Kunststoffinstitut (DKI) in Darmstadt statt. Über eine Schattenmaske wird eine Goldelektrode ( $d = 20\text{ mm}$ ) auf die Isolationsschicht gesputtert. Das Aluminiumsubstrat bildet die Gegenelektrode (Abb. 6.6(b)). In einem Impedanzspektroskop (alpha Analyzer mit Active Sample Cell, Novocontrol Technologies, Hundsangen, Deutschland) werden die

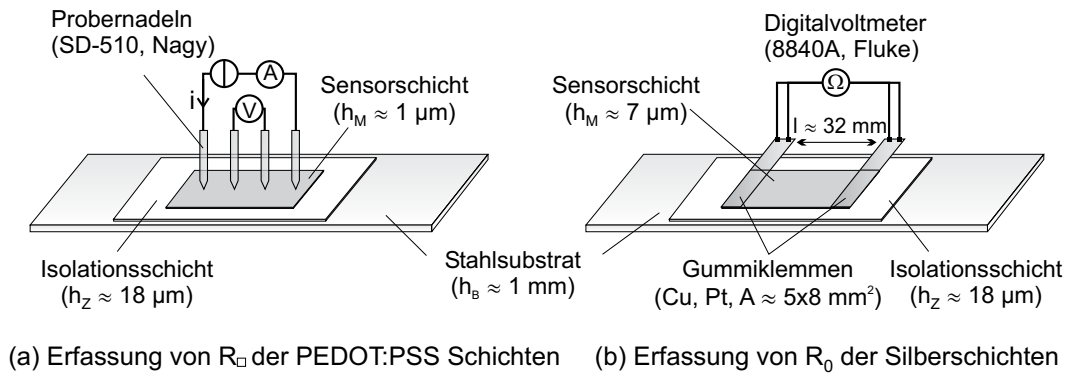




**Abb. 6.6:** Verlauf der relativen Permittivität  $\epsilon$  sowie der Leitfähigkeit  $\sigma$  in Abhängigkeit der Frequenz. Unter Berücksichtigung der Fläche der Goldelektrode ( $d = 20$  mm) sowie der Schichtdicke des Dielektrikums (hier: Fluid Iso-1) können die Werte für  $R_Z$  sowie Schichtkapazität  $C_Z$  ermittelt werden.

Verläufe der komplexwertigen relativen Permittivität  $\epsilon = \epsilon' + j\epsilon''$  sowie der Leitfähigkeit  $\sigma'$  für den Frequenzbereich von  $10^{-2}$  bis  $10^8$  Hz ermittelt (Abb. 6.6). Der hieraus ermittelte Kapazitätswert liegt mit 0,53 nF in derselben Größenordnung und bestätigt die Messungen. Der Isolationswiderstand kann wiederum unter der Berücksichtigung von der Elektrodenfläche  $A = \pi \cdot (d/2)^2$  sowie der Schichtdicke  $h_z = 20$   $\mu$ m abgeschätzt werden. Bei einer Frequenz von 3 Hz liegt  $R_Z$  im Bereich von 0,7 G $\Omega$ , was eine ausreichende elektrische Isolation für das gewählte Schichtsystem darstellt.

Um den maximal möglichen Fehlereinfluss durch die Änderung des Isolationswiderstands abzuschätzen, wird die Änderung von 20 M $\Omega$  der in der Versuchsreihe ermittelten mittleren Impedanz als maximal mögliche Änderung angesetzt (Abb. 6.5, Detail). Exemplarisch werden die Parameter der Silbersuspension verwendet. Unter der Annahme eines  $K$ -Faktors von 2 und eines Grundwiderstands  $R_0 = 120$   $\Omega$  führt die Änderung des Isolationswiderstands zu einer Nullpunktverschiebung von  $-0,3 \cdot 10^{-6}$  m/m. Bezogen auf eine Nenndehnung von  $2,5 \cdot 10^{-4}$  ergibt sich so ein Fehler von 0,12 %, der vernachlässigbar ist. Allerdings ist zu beachten, dass mit steigendem Grundwiderstand des Sensors der Wert des Isolationswiderstands an Einfluss zunimmt und das Messergebnis verfälscht. Insbesondere bei Nano-Kompositen sowie intrinsisch leitfähigen Polymeren wie PEDOT:PSS ist der spezifische Widerstand stark erhöht (vgl. Tab. 6.3) und die Anforderungen an die Isolationswirkung der Zwischenschicht steigen.



**Abb. 6.7:** Messung des spezifischen Widerstands der Sensorschichten. Für die Untersuchung des leitfähigen Polymers kann der Schichtwiderstand erfasst werden (a), zur Untersuchung der Silberschichten wird der Durchgangswiderstand gemessen (b). Der spezifische Widerstand wird über die Geometrieparameter Schichtdicke  $h_M$  und bei den Silberschichten zusätzlich  $l_M$  ermittelt. Durch die unsichere Erfassung der Schichtlänge ( $\pm 0,1 \text{ mm}$ ) ist die Standardabweichung des Widerstandswerts erhöht.

### Untersuchung des spezifischen Widerstands der Sensorschicht

Zur Auslegung der Sensorgeometrie werden Silber- und PEDOT:PSS-Suspension hinsichtlich des spezifischen Widerstands in Abhängigkeit der Schichtdicke untersucht.

Zur Untersuchung der PEDOT:PSS-Schichten wird der Flächenwiderstand  $R_{\square}$  in einem Vier-Punkt-Messplatz (SD-510, Nagy, Gäufelden, Deutschland) erfasst (Abb. 6.7(a)). Aufgrund der Granularität sowie dünner Oxidschichten ist dieses Verfahren für Silberschichten jedoch nicht anwendbar. Daher werden diese in Vierleitertechnik mit einem Digitalvoltmeter (8840A, Fluke GmbH, Kassel, Deutschland) untersucht und über die Abmessungen der leitfähigen Schicht bzw. des Abstandes der Messklemmen der spezifische Widerstand berechnet (Abb. 6.7(b)). Die Schichtdicke wird optisch erfasst (Plu Neox, Sensofar, Tarrasso, Spanien). Für die mechanisch unbelasteten Proben ergeben sich die in Tabelle 6.4 aufgeführten spezifischen Widerstandswerte in Abhängigkeit des Druckverfahrens und der Schichtdicke  $h_M$  bzw. der Widerstandslänge  $l_M$ .

Vergleicht man die Messergebnisse mit den in Tabelle 6.3 aufgeführten Werten, so kann der spezifische Widerstand von PEDOT:PSS bestätigt werden. Der Widerstandswert der Silberschicht ist im Vergleich zu Tabelle 6.3 um Faktor 10 erhöht. Dies kann durch die unterschiedlichen Finishingprozesse erklärt werden, da eine Erhöhung der Sintertemperatur mit einer Erhöhung der Leitfähigkeit einhergeht [57, 58].

Die Auswirkungen eines Umformprozesses auf die Leitfähigkeit der Sensorschichten

**Tabelle 6.4:** Spezifischer Widerstand  $\rho$  gedruckten Sensorschichten. Zum Vergleich ist der spezifische Widerstandswert von Silber ebenfalls aufgeführt.

Druckfluid	$\rho$ in $\Omega\cdot\text{mm}$	Schichtdicke $h_M$	Bemerkung
PEDOT:PSS	$0,42 \pm 0,04$	$(50 \pm 5) \text{ nm}$	Inkjetdruck
PEDOT:PSS	$0,78 \pm 0,17$	$(1 \pm 0,5) \mu\text{m}$	Siebdruck
Silbersuspension	$(7,8 \pm 2,6) \cdot 10^{-4}$	$(6,8 \pm 1) \mu\text{m}$	Siebdruck
Silber	$1,6 \cdot 10^{-5}$	bulk-Material	[1]

wird in einem Zugversuch in Zusammenarbeit mit dem Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen (PtU, Technische Universität Darmstadt) untersucht. Die uni-axialen Umformgrade werden in vier Stufen variiert und je Fluid erfahren fünf Proben eine plastische Dehnung von etwa 15 %, 20 %, 25 % sowie 30 %. Tabelle 6.5 listet die sich in Folge der plastischen Verformung ergebenden Widerstandswerte auf. Bei der optischen Kontrolle wird sichtbar, dass ab einer plastischen Verformung von 20 % eine Rissbildung bei den Silberschichten einsetzt, die eine schnelle Oxidation und damit Widerstandszunahme begünstigen.

Zur Ermittlung der relativen Änderung des spezifischen Widerstands wird der Wert bei der jeweiligen Dehnungsstufe auf den der ungedehnten Proben bezogen (Tab. 6.5). Es fällt auf, dass bei etwa 20 % Dehnung sich der Widerstand der Silberschicht etwa verfünffacht, bei 25 % Dehnung um Faktor 7,5 steigt und bei etwa 30 % Dehnung der Widerstand auf den 20-fachen Ursprungswert anwächst. Bei den untersuchten PEDOT:PSS-Schichten korrelieren die Dehnungswerte mit einer Verdoppelung bei etwa 20 % Dehnung sowie einer Erhöhung um den Faktor 7 des ursprünglichen Widerstandswertes bei Dehnungen  $\geq 30$  %. Als maximal möglicher Umformgrad wird daher  $\leq 20$  % Dehnung festgelegt, da ab diesem Umformgrad der Widerstandswert insbesondere bei den Silberschichten sprunghaft zunimmt.

Zur Erhöhung der statistischen Sicherheit werden in einer weiteren Versuchsreihe fünf Zugproben bis 20 % gezogen und der sich ergebende Wert des spezifischen Widerstands bestimmt. In Folge der plastischen Verformung fallen 10 % der untersuchten Schichten aus, da sich ein Kurzschluss zum Substrat ergibt. Der spezifische Widerstand ist im Mittel höher als beim Vorversuch, bestätigt dennoch die Ergebnisse des Vorversuchs. Die Silberschichten sind somit zur Funktionalisierung vor der Umformung geeignet. Durch die Umformung erhöht sich der Widerstand um Faktor 5,5 bezogen auf den Ausgangswert, was bei der Auslegung der Sensortopologie berücksichtigt werden muss.

**Tabelle 6.5:** Einfluss der Umformung auf den spezifischen Widerstand  $\rho$  gedruckten Sensorschichten. Hierzu wurden die Schichten in einem Zugversuch plastisch verformt und die Dehnung in definierten Stufen erhöht. Die Indices P bzw. S kennzeichnen die Fluide PEDOT:PSS (P) und Silber (S).

Dehnung $S_P$	$\rho_P$ in $\Omega \cdot \text{mm}$	Dehnung $S_S$	$\rho_S$ in $\Omega \cdot \text{mm}$
0 %	$4,16 \pm 1,15$	0 %	$(7,8 \pm 2,6) \cdot 10^{-4}$
9,8 %	5,28	14,9 %	$3,1 \cdot 10^{-3}$
20,4 %	8,47	20,7 %	$3,9 \cdot 10^{-3}$
27,3 %	22,2	25,2 %	$5,3 \cdot 10^{-3}$
31,6 %	25,2	33,2 %	$1,6 \cdot 10^{-2}$
-	-	$20 \pm 1 \%$	$(4,3 \pm 0,6) \cdot 10^{-3}$

Basierend auf den im Rahmen der Voruntersuchungen ermittelten elektrischen Eigenschaften der gedruckten Schichten kann die Auslegung eines resistiven Dehnungssensors erfolgen, was im Folgenden beschrieben wird.

### 6.3.4 Auslegung der Sensortopologie

Um eine Aussage über das elektromechanische Übertragungsverhalten gedruckter Sensoren geben zu können, ist der Messeffekt am Einzelwiderstand zu betrachten. Dieser hängt wiederum vom zugrunde liegenden Spannungszustand ab. Darauf aufbauend können Anzahl der Messwiderstände und ihre Orientierung festgelegt und ein geeignetes Layout abgeleitet werden.

Bestimmt durch die Messanordnung des Vier-Punkt-Biegeversuchs (vgl. Kapitel 4), wird ein uniaxialer Spannungszustand in  $x_1$ -Richtung zur Analyse gewählt. Die mechanische Hauptspannung  $T_1$  und die Hauptdehnung  $S_1$  wirken in Längsrichtung des Widerstandsgebiets. Die Querdehnungen in  $x_2$ - bzw.  $x_3$ -Richtung hängen nur von der Querkontraktion des Schichtsystems ab [50]:

$$S_2 = -\nu_B \cdot S_1, \quad (6.2)$$

$$S_3 = -\nu_M \cdot S_1, \quad (6.3)$$

wobei  $\nu_M$  und  $\nu_B$  die Querkontraktionszahlen von Substrat (B) und Widerstandsgebiet (M) sind. Abhängig von der Orientierung des Widerstands bezogen auf die Hauptspannungsrichtungen ergibt sich die relative Widerstandsänderung  $\Delta R/R$ . Die Integration

der Funktion  $\Delta R/R$  über die Länge  $l_M$  des Messwiderstands liefert die mittlere Empfindlichkeit.

**Empfindlichkeit des Einzelwiderstands** Zunächst werden Einzelwiderstände untersucht. Die Auswertung eines Einzelwiderstands erfolgt in einer Viertelbrückenanordnung. Für den Zusammenhang zwischen relativer Änderung der Ausgangsspannung und Dehnung am in Längsrichtung orientierten Widerstand gilt demnach:

$$\frac{\Delta u_L}{U_0} = \frac{1}{4} \cdot \left( \frac{d\rho}{\rho} + S_1 + \nu_B \cdot S_1 + \nu_M \cdot S_1 \right), \text{ wobei} \quad (6.4)$$

$$\frac{d\rho}{\rho} = (G_1 - \nu_B \cdot G_2 - \nu_M \cdot G_3) \cdot S_1. \quad (6.5)$$

$G_i$  wird neu eingeführt und bezeichnet hierbei die Piezoresistivität des funktionalen Druckfluids [49–51]. Die Indices L bzw. Q kennzeichnen die Orientierung des Widerstands. Unter der Annahme eines isotropen Materials gilt  $G_1 = G_2 = G_3 = G$  [50] und die Funktion vereinfacht sich zu:

$$\frac{\Delta u_L}{U_0} = \frac{1}{4} \cdot S_1 \cdot \underbrace{(G \cdot (1 - \nu_B - \nu_M) + 1 + \nu_B + \nu_M)}_{K_L}. \quad (6.6)$$

Unter der Annahme, dass sich der Widerstand ausschließlich geometriebedingt ändert ( $G \approx 0$ ), wird für den  $K$ -Faktor in Längsrichtung ein Wert von  $K_L \approx 2$  erwartet. In gleicher Weise kann auch der Übertragungsfaktor für in Querrichtung orientierte Widerstände formuliert werden:

$$\frac{\Delta u_Q}{U_0} = \frac{1}{4} \cdot S_1 \cdot ((G_2 - \nu_B \cdot G_1 - \nu_M \cdot G_3) - 1 - \nu_B + \nu_M), \text{ bzw.} \quad (6.7)$$

$$\frac{\Delta u_Q}{U_0} = \frac{1}{4} \cdot S_1 \cdot \underbrace{(G \cdot (1 - \nu_B - \nu_M) - 1 - \nu_B + \nu_M)}_{K_Q}. \quad (6.8)$$

Für die Querempfindlichkeit ( $Q = K_Q/K_L$ ) wird ein mit Dickfilmsensoren vergleichbarer Wert von etwa 10 % erwartet [31].

**Empfindlichkeit der Vollbrückenordnung** Für die Realisierung der Vollbrückenordnung werden je Messstelle vier gedruckte Widerstandsgebiete integriert. Aufgrund des uniaxialen Spannungszustandes sind die Widerstandsgebiete paarweise parallel und senkrecht zur Hauptdehnungsrichtung angeordnet (Abb. 6.10). Aus der Anordnung der Widerstandsgebiete kann der Zusammenhang zwischen zu erfassender Dehnung  $S_1$  und

**Tabelle 6.6:** Überblick über die aus dem Entwurf resultierenden Eigenschaften der gedruckten Sensorvarianten. Basierend auf den Ergebnissen der Vorversuche ergeben sich die in Abb. 6.8 dargestellten Abmessungen. Für die Querkontraktionen werden die Werte  $\nu_B \approx \nu_M \approx 0,3$  angenommen.

Parameter	Silber	PEDOT:PSS	Bemerkung
$R_0$	$120 \Omega$	$1 \text{ k}\Omega$	vgl. Folien-DMS
$K_L$	$\approx 2$	$0,4 \cdot G + 1,6$	Viertelbrücke (isotrop)
$K_Q$	$\approx 0,6$	$0,4 \cdot G - 1$	Viertelbrücke (isotrop)
$K_{\text{gesamt}}$	$\approx 1,3$	$\approx 1,3$	Vollbrücke (isotrop)
$K_{\text{gesamt}}$	$\approx 1,3$	$0,65 \cdot (2 + G_1 - G_2)$	Vollbrücke (anisotrop)

relativer Änderung der Ausgangsspannung  $\Delta u$  beschrieben werden:

$$\frac{\Delta u}{U_0} = \frac{1}{4} \cdot \left( \frac{\Delta R_1}{R_1}(S_1) - \frac{\Delta R_2}{R_2}(-\nu \cdot S_1) + \frac{\Delta R_3}{R_3}(S_1) - \frac{\Delta R_4}{R_4}(-\nu \cdot S_1) \right), \text{ bzw.} \quad (6.9)$$

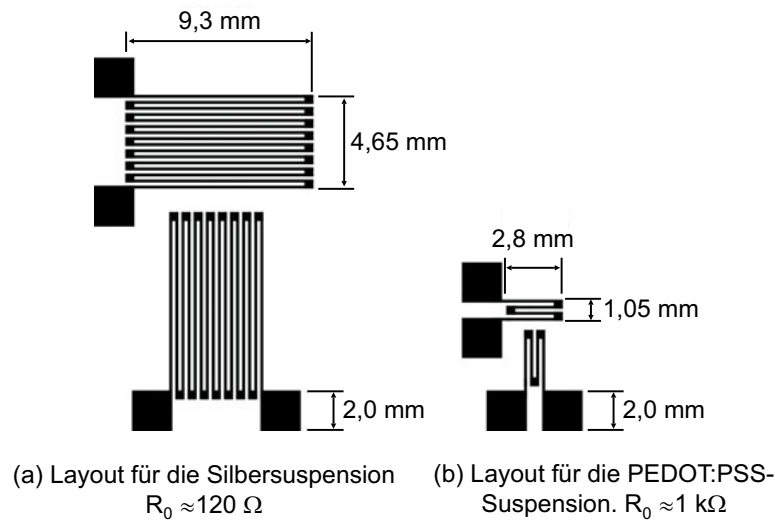
$$\frac{\Delta u}{U_0} = \frac{1}{4} \cdot (K_L \cdot S_1 - K_Q \cdot S_1 + K_L \cdot S_1 - K_Q \cdot S_1). \quad (6.10)$$

Unter der Berücksichtigung der Gleichungen (6.4) und (6.7) für längs bzw. quer zur Hauptdehnung orientierte Widerstände gilt der folgende Zusammenhang

$$\frac{\Delta u}{U_0} = \frac{1}{4} \cdot \underbrace{2 \cdot (1 + \nu_B) \cdot (2 + G_1 - G_2)}_{K_{\text{gesamt}}} \cdot S_1, \quad (6.11)$$

wobei sich für isotrope Materialien der materialspezifische Anteil aufgrund der Brückensymmetrie kompensiert und nur noch durch die Geometrieänderung zum Messeffekt beiträgt ( $K_{\text{gesamt}} = 4 \cdot (1 + \nu_B)$ ). Unter der Annahme der Isotropie sowie einer Querkontraktionszahl von  $\nu_B = 0,3$  wird ein Übertragungsfaktor in Längsrichtung von 1,3 erwartet.

**Dimensionierung des Grundwiderstands** Für den Grundwiderstand  $R_0$  werden die von konventionellen DMS bekannten Werte angestrebt, um auch Einzelwiderstände mit Standardkomponenten auswerten zu können. Bei Druckfluiden mit niedrigem spezifischem Widerstand, wie es bei der Silbersuspension der Fall ist, ist es sinnvoll die

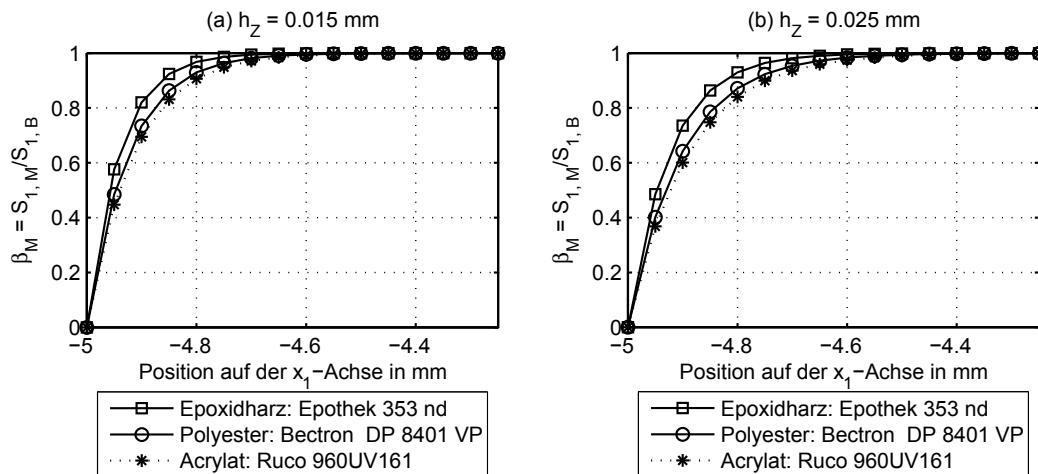


**Abb. 6.8:** Layout des Drucksiebs zur Realisierung der Messgitter für gedruckte Sensoren. Abhängig von der Leitfähigkeit des Druckfluids (Silbersuspension (a), PEDOT:PSS-Suspension(b)) sind die Widerstandslängen dimensioniert. Die Linienbreite des Messgitters ist auf  $150 \, \mu\text{m}$  festgelegt. Die Schichtdicken wurden in Vorversuchen ermittelt (Tab. 6.2) und liegen bei etwa 1 bzw.  $9 \, \mu\text{m}$ .

Widerstandsgebiete als Mäander zu gestalten, um den Grundwiderstandswert  $R_0$  des Sensors zu erhöhen [1]. Die Messgitter der gedruckten Sensoren sind so dimensioniert, dass sich bei einer Linienbreite von  $150 \, \mu\text{m}$  für die verwendete Silbersuspension ein Grundwiderstand von  $120 \, \Omega$ , für PEDOT:PSS-Suspension ein Grundwiderstand von  $1 \, k\Omega$  ergibt. Abbildung 6.8 zeigt die Struktur der Messgitter in Abhängigkeit des verwendeten Druckfluids.

**Abschätzung der Dehnungsübertragungsrate** Bei den bisherigen Überlegungen wurde von einer optimalen Dehnungsübertragungsrate von  $\beta_M = 1$  ausgegangen. Durch den Einfluss der polymeren Zwischenschicht kann es jedoch zu einer Reduzierung der detektierten Dehnung kommen, was im Folgenden analytisch abgeschätzt wird (vgl. Abschnitt 3.3.1). Da die elastomechanischen Eigenschaften der Druckfluide bisher nicht untersucht wurden, werden für Querkontraktionszahl und Schubmodul Durchschnittswerte aus [1, 4, 81] angenommen. Der Vergleich verschiedener Dicken  $h_Z$  sowie Zwischenschichtmaterialien in Abbildung 6.9 zeigt, dass aufgrund der großen Länge der gedruckten Schicht in Hauptdehnungsrichtung der Einfluss vernachlässigbar ist. Die Dehnungsübertragungsrate kann mit  $\beta_M = 1$  als optimal angenommen werden.

Messtechnisch werden zwei Topologien untersucht. Zur Analyse von Querempfindlichkeit und  $K$ -Faktor in Längsrichtung dient eine T-förmige Anordnung zweier Messwi-



**Abb. 6.9:** Analytische Berechnung der Dehnungsübertragungsrate  $\beta_M$  für gedruckte Sensoren. Der Verlauf der Dehnungsübertragungsrate  $\beta_M$  ist für den Bereich vom Beginn der Isolationsfläche ( $x_1 = -5$  mm) bis zum Beginn des Messgitters ( $x_1 = -4$  mm) dargestellt. Die Schichtdicken entsprechen den im Rahmen der Vorversuche ermittelten Werten. Neben den zwei dielektrischen Fluiden ist exemplarisch noch ein Epoxidharz aufgeführt.

derstände (Abb. 6.10(a)). Des Weiteren werden die Eigenschaften einer geschlossenen sowie offenen Vollbrücke erfasst (Abb. 6.10(b)). Die ausgewählten Sensortopologien werden dem in Abschnitt 6.3.2 beschriebenen Herstellungsprozess entsprechend auf Stahlblattfedern (Dicke 1 mm, Federbandstahl 1.4310) gedruckt und durch leitfähiges Kleben kontaktiert. Die Ergebnisse des Entwurfs sind in Tabelle 6.6 zusammengefasst. Die Beschreibung der Untersuchung erfolgt im nächsten Abschnitt.

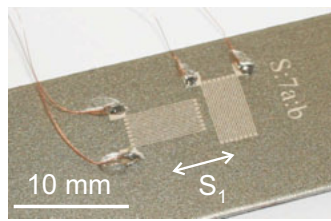
## 6.4 Messtechnische Charakterisierung der Sensoren

Die gedruckten Sensoren werden hinsichtlich der drei Parameter Grundwiderstand  $R_0$ , Empfindlichkeit ( $K_L$ ,  $K_Q$ ) sowie minimal detektierbarer Dehnung  $S_{\min}$  messtechnisch untersucht. Die Ergebnisse werden im Folgenden vorgestellt und diskutiert.

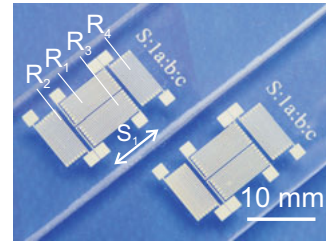
### 6.4.1 Grundwiderstand

Der Grundwiderstand wird an einer Stichprobe von  $n = 90$  (Silbersuspension) bzw.  $n = 120$  (PEDOT:PSS-Suspension) kontaktierten Einzelsensoren im T-Brückenlayout mit dem oben genannten Digitalvoltmeter vermessen (Tab. 6.7). Im Fall der Silbersuspension nimmt der spezifische Widerstand etwa zehnmals höhere Werte als bei den





(a) T-Brückenlayout auf Blechsubstrat



(b) Vollbrückenlayout auf Polyestersubstrat

**Abb. 6.10:** Realisierte Sensortopologien am Beispiel der Silbersuspension. Anhand der T-Brückenanordnung (a) wird die (Quer-)Empfindlichkeit des Einzelwiderstands bestimmt. Die Vollbrückenanordnung (b) kann als offene oder geschlossene Brücke ausgewertet werden. Hierzu werden die Widerstände  $R_i$  paarweise parallel geschaltet ( $R_{gesamt} = (R_1 + R_2) \parallel (R_3 + R_4)$ ). Die Fertigung der strukturintegrierbaren Sensoren erfolgt am Institut für Druckmaschinen und Druckverfahren, Technische Universität Darmstadt.

Vorversuchen an. 8 % der gedruckten Sensoren haben Fehler (offene Kontakte) im Druckbild und können nicht verwendet werden. Zur Herstellung des Layouts der Vollbrücke wird eine neue Charge der Silbersuspension verwendet. Der Grundwiderstand dieser Sensoren liegt im Mittel bei  $R_0 = (85 \pm 1) \Omega$ .

Auch bei den PEDOT:PSS-Schichten ist der Grundwiderstand gegenüber dem prognostizierten Wert erhöht. Im Fall der siebgedruckten Sensoren unterscheidet sich der spezifische Widerstand um bis zu drei Größenordnungen bezogen auf den Vorversuch. Bei den Inkjet-gedruckten PEDOT:PSS-Schichten unterscheiden sich die spezifischen Widerstände in geringerem Maß von denen der Vorversuche. Der Grundwiderstand ist um Faktor sechs erhöht und beträgt  $R_0 = (6,4 \pm 2) \text{ k}\Omega$ . Zur Untersuchung der Ursache für die Abweichung der Widerstandswerte wird der Herstellungsprozess exemplarisch für Silbersensoren analysiert. Die folgenden Einflussgrößen werden messtechnisch untersucht:

**Reproduzierbarkeit der Schichtdicke** Da die Rakel während des Druckens das Sieb abhängig von der aktuellen Position auslenkt, wird vermutet, dass die Reproduzierbarkeit der Schichtdicke von der Position des Layouts auf der Siebfläche abhängt. Hierzu wird die Variation der Schichtdicke  $h_z$  einer Vollfläche in Größe der Siebfläche gedruckt und optisch vermessen. Der maximale Schichtdickenunterschied beträgt  $\Delta h_M \leq \pm 3 \mu\text{m}$ . Dies kann eine Erhöhung des Widerstands um Faktor drei erklären.

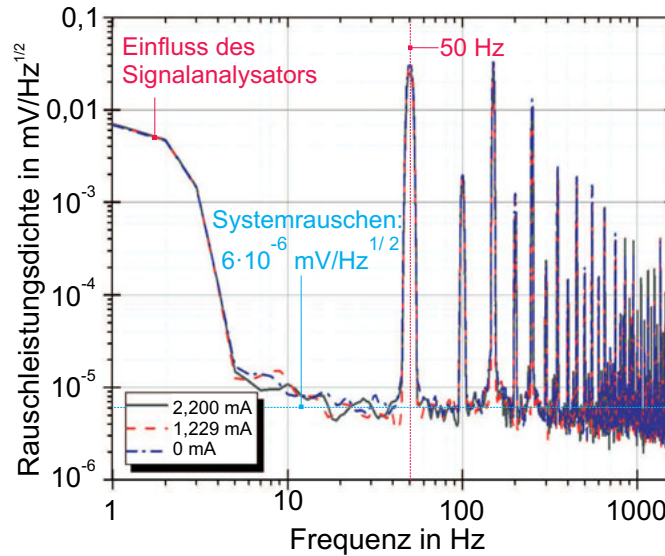
**Tabelle 6.7:** Vergleich des Grundwiderstands  $R_0$  auf Blechsubstrat siebgedruckter Sensoren. Die Messgitter sind durch leitfähiges Kleben mit Kupferdrähten kontaktiert (Abb. 6.3(b)). Der Sollwert beträgt  $120\ \Omega$  (Silbersuspension) bzw.  $1\ \text{k}\Omega$  (PEDOT:PSS-Suspension). Insgesamt werden 90 T-Brücken der Silbersuspension sowie 60 T-Brücken der PEDOT:PSS-Suspension untersucht.

Parameter	Silber	Anzahl $n_S$	PEDOT:PSS	Anzahl $n_P$
$R_0$	$(0,43 \pm 0,69)\ \text{k}\Omega$	90	$(0,62 \pm 0,81)\ \text{M}\Omega$	120
$R_L$	$(1,36 \pm 0,56)\ \text{k}\Omega$	45	$(0,51 \pm 0,81)\ \text{M}\Omega$	60
$R_Q$	$(0,50 \pm 0,79)\ \text{k}\Omega$	45	$(0,70 \pm 0,67)\ \text{M}\Omega$	60

**Abmessungen des Messgitters** In den Vorversuchen wurden Vollflächen charakterisiert. Aufgrund der geringen Linienbreite des Messgitters wird vermutet, dass sich die Schichtdicke sowie die Linienbreite hierdurch reduzieren. Hierzu wird die Topologie der gedruckten Linien interferometrisch untersucht. Durch die geometriebedingte Abweichung kann nur eine Verdoppelung des Widerstandswertes nachgewiesen werden.

**Orientierung des Mäanders bezogen auf die Rakelrichtung** Es wird vermutet, dass durch das Rakeln senkrecht zur Orientierung des Widerstands die Querschnittsfläche des Messgitters  $h_M \cdot b_M$  verkleinert wird. Zur Analyse des Einflusses sind die Widerstandswerte in Tabelle 6.7 hinsichtlich ihrer Orientierung bezogen auf die Rakelrichtung aufgeschlüsselt. Die Änderung des Widerstandswertes liegt innerhalb der Standardabweichung der gesamten Stichprobe.

**Finishing-Prozess** Die Sintertemperatur hat maßgeblichen Einfluss auf die Reduzierung des spezifischen Widerstands. Es wird vermutet, dass bei der Herstellung der Sensoren die Sintertemperatur den Sollwert unterschritten hat. Zur Kontaktierung der Sensoren werden die Proben jedoch für eine Stunde bei  $110^\circ\text{C}$  ausgehärtet und ausreichende Versinterung ist gewährleistet. Von den klassifizierten Einflussparametern hat eine Abweichung der Sintertemperatur den größten Einfluss. Da die untersuchten Proben jedoch zuverlässig gesintert wurden, ist der Einfluss durch eine Abweichung der elektrischen Eigenschaften in Abhängigkeit der Charge der verwendeten Silbersuspension wahrscheinlich. Diese These wird durch Ergebnisse der Vermessung des Grundwiderstands des Vollbrückenlayouts gestützt. Die Verwendung einer neuen Charge führte zu einer Reduzierung des Widerstands um Faktor zehn. Es wird vermutet, dass die Partikelkonzentration der verwendeten Chargen variiert, was jedoch messtechnisch nicht



**Abb. 6.11:** Rauschleistungsdichtespektrum eines gedruckten DMS. Als Funktionsfluid wurde die Silbersuspension verwendet. Der Grundwiderstand beträgt  $R_0 = 85 \Omega$ . Das Systemrauschen des Versuchsaufbaus liegt in der selben Größenordnung wie die durch den Widerstandswert hervorgerufene effektive Rauschspannung. Zur Untersuchung einer Spannungs- bzw. Stromabhängigkeit der Rauschleistungsdichte wird der Versorgungsstrom in drei Stufen erhöht. Der Verlauf des Spektrums wird hierdurch nicht beeinflusst.

belegt werden konnte.

### 6.4.2 Rauschleistungsdichte

Zur Quantifizierung der minimal detektierbaren Dehnung wird auch für gedruckte Sensorstrukturen die Rauschleistungsdichte analysiert. Der in Abschnitt 4.3.2 beschriebene Aufbau wird verwendet. Um eine mögliche Abhängigkeit des Leistungsdichtespektrums von der Versorgung des Sensors zu untersuchen, wird der Betriebsstrom  $I_0$  über die Variation des Widerstands  $R_{AP}$  in drei Stufen geändert (Abb. 4.6).

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden exemplarisch die Eigenschaften der Silbersuspension (zweite Charge) untersucht. Für leitfähige Polymere wie PEDOT:PSS sowie die in Tabelle 6.4 aufgeführten Nano-Komposita wurde das Rauschleistungsdichtespektrum nicht bestimmt. Aus den Untersuchungen in [227, 228] geht jedoch hervor, dass bei diesen Materialsystemen ein frequenzabhängiger Verlauf der Rauschleistungsdichte auftritt. Vergleichbar mit halbleitenden Materialien wird ein  $1/f$ -Verlauf deutlich. Im Gegensatz zu PEDOT:PSS wird bei der Silbersuspension davon ausgegangen,

dass rein thermisches Rauschen auftritt, da nach dem Finishing-Prozess überwiegend metallische Partikel in der Schicht enthalten sind. Der Grundwiderstand des Sensors beträgt  $R_0 = 85 \Omega$ . Nach dem in Gl. (3.41) formulierten Zusammenhang entspricht dies einer effektiven Rauschspannung von  $3,75 \cdot 10^{-8} \text{ V}/\sqrt{\text{Hz}}$  bezogen auf eine Rauschbandbreite von  $B = 1 \text{ kHz}$ .

Die Messungen zeigen, dass das Rauschleistungsdichtespektrum nicht von einer Änderung des Betriebsstroms beeinflusst wird (Abb. 6.11). Das Rauschleistungsdichtespektrum hat den gleichen Verlauf wie das Spektrum eines Metallfilmwiderstands des selben Wertes. Die Überhöhung im Bereich niedriger Frequenzen ist, wie zuvor beschrieben, nicht auf einen  $1/f$ -Anteil des Sensorsignals, sondern auf den Frequenzgang des Signalanalysators zurückzuführen [171]. Die Peaks bei 50 Hz und Vielfachen sind auf eingekoppelte Netzstörungen zurückzuführen. Die mittlere Rauschleistungsdichte wird für Frequenzen  $\geq 10 \text{ Hz}$  ausgewertet und nimmt einen Wert von  $5 \cdot 10^{-8} \text{ V}/\sqrt{\text{Hz}}$  an. Unter der Annahme einer Versorgungsspannung von  $U_0 = 2,0 \text{ V}$  und einem  $K$ -Faktor von  $K_L \approx 2$  entspricht die effektive Rauschspannung einer minimal detektierbaren Dehnung von etwa  $1,1 \cdot 10^{-8}$  (Bezugsbandbreite  $B = 1 \text{ kHz}$ , vgl. Gl. (3.42) in Kapitel 3.4). Im Vergleich zum prognostizierten Wert ist die Rauschspannung ca. um Faktor 5 erhöht. Wie im Abschnitt 4.3.2 beschrieben liegt das Grundrauschen der Messanordnung bei etwa  $6 \cdot 10^{-9} \text{ V}/\sqrt{\text{Hz}}$ , was exakt dem effektiven Spannungswert des gedruckten Widerstands entspricht. Um den exakten Betrag quantifizieren zu können, ist die Verwendung eines rauschärmeren Vorverstärkers sowie Signalanalysators nötig. Dennoch kann die eingangs aufgestellte These, dass das Leistungsdichtespektrum keine Frequenzabhängigkeit aufweist, bestätigt werden. Das Rauschen der gedruckten Silber-Sensoren kann als rein thermisches Rauschen klassifiziert werden.

### 6.4.3 Statisches Übertragungsverhalten

Zur Untersuchung des elektromechanischen Übertragungsverhaltens werden die Stahl-Biegeproben in dem in Kapitel 4 beschriebenen Vier-Punkt-Biegeversuch gedehnt ( $S_{1,N} = 4 \cdot 10^{-4}$ ). Die Proben werden in zehn Be- und Entlastungszyklen getestet. Jeder Zyklus ist in zehn Stufen unterteilt. Bei jeder Stufe werden 1.000 Messwerte aufgenommen. Die Sensoren werden über einen Messverstärker (SCP 2853A Typ 5271, Kistler Holding AG, Winterthur, Schweiz) ausgewertet und von einer Konstantspannung  $U_0 = 2 \text{ V}$  (Silberschichten) bzw.  $U_0 = 5 \text{ V}$  (PEDOT:PSS-Schichten) versorgt. Mögliche Störeffekte, die durch ein thermisches Einschwingen erfolgen können, werden umgangen, indem die Proben für eine Stunde mechanisch unbelastet bestromt werden. Tabelle 6.8 listet die untersuchten Proben auf.

**Tabelle 6.8:** Sensorvarianten, die hinsichtlich ihres statischen Übertragungsverhaltens untersucht werden. Die Beträge der Zwischenschichtdicken  $h_B$  wurden am Institut IDD ermittelt (Sensofar Plμ Neox, Tarrasso, Spanien).

Variantennr.	Layout	Zwischenschicht, $h_Z$	Messobjekt, $h_B$
1	T-Brücke	Polyesterharz, ( $16 \pm 4,5$ ) $\mu\text{m}$	1.0338 (DC-04), 0,7 mm
2	Vollbrücke (offen)	Polyesterharz, ( $16 \pm 4,5$ ) $\mu\text{m}$	1.0338 (DC-04), 0,7 mm
3	Vollbrücke (geschlossen)	Acrylharz, ( $19,8 \pm 5$ ) $\mu\text{m}$	1.4310 (Federstahl), 1 mm

Im Rahmen der Untersuchung von PEDOT:PSS-Sensoren ist kein elektromechanisches Übertragungsverhalten messbar. Das Ausgangssignal verändert sich unkorreliert zur Dehnung und driftet stark. In einer Langzeitmessung über sechs Stunden wird das Ausgangssignal einer mechanisch unbelasteten Probe aufgenommen. Es tritt eine Drift von etwa 200 mV pro Stunde auf. Mögliche Ursachen hierfür werden in den Umgebungseinflüssen wie Variation der Temperatur sowie der Luftfeuchtigkeit vermutet. Zur Untersuchung der Temperaturabhängigkeit wird eine mechanisch unbelastete Probe mittels eines Heißluftgeräts erwärmt. Das Ausgangssignal ändert sich mit um wenige Kelvin zunehmender Erwärmung der Messstelle. Dieses Verhalten kann durch Untersuchungen in [221, 224, 229] bestätigt werden. Sich ändernde Luftfeuchte sowie geringe Temperaturänderungen durch das Bestromen der leitfähigen Schicht führen zu einer Änderung der Ausgangsspannung. In [221] wird bestätigt, dass die Dehnungsempfindlichkeit durch eine hohe Sensitivität gegenüber minimaler Veränderungen von Luftfeuchtigkeit und Raumtemperatur überlagert. Ein Nachweis der Dehnungsempfindlichkeit kann nur unter kontrollierten Umgebungsbedingungen sowie unter dem Einsatz von Schutzgas erfolgen [229]. PEDOT:PSS-Schichten werden daher als ungeeignet für die Dehnungsmessung auf leitfähigen Substraten eingestuft. Die ermittelten  $K$ -Faktoren sowie Linearitäts- und Hysteresefehler der Sensoren auf Basis der Silbersuspension sind in Tabelle 6.9 aufgeführt und werden im Folgenden diskutiert.

Zur Realisierung der Sensoren auf Basis der Silbersuspension wurden zwei verschiedene Chargen verwendet. Bei der ersten Charge, die zur Realisierung des Viertelbrückenlayouts verwendet wurde, ergibt sich im Vergleich zum erwarteten  $K$ -Faktor in Längsrichtung von  $\geq 2$  eine Reduzierung auf  $K_L = 1,22 \pm 0,27$ , in Querrichtung von

**Tabelle 6.9:** Elektromechanisches Übertragungsverhalten gedruckter Dehnungssensoren. Als funktionales Druckfluid wurde die Silbersuspension verwendet. Die Linearitäts- und Hysteresefehler sind als reduzierte Fehler angegeben und auf den Nennwert bezogen.

Parameter	T-Brücke	Vollbrücke
$R_0$	$(0,43 \pm 0,69) \text{ k}\Omega$	$(85 \pm 1) \Omega$
$K_L$	$1,22 \pm 0,27$	$0,54 \pm 0,002$
$K_Q$	$0,13 \pm 0,06$	-
$Q$	$\leq 11 \%$	-
$G$	$-0,48 \pm 0,08$	$-1,46 \pm 0,002$
$F_L$	$\leq 13 \%$	$\leq 8 \%$
$F_H$	$\leq 7 \%$	$\leq 5 \%$

$K_Q = 0,13 \pm 0,06$ . Bei der zweiten Charge, welche eine höhere Leitfähigkeit aufweist, verringert sich der Übertragungsfaktor in Längsrichtung für die Vollbrückenordnung sogar auf 0,53. Die Werte der  $K$ -Faktoren bezogen auf den theoretisch erwarteten Wert sind reduziert. Zudem zeigt sich, dass eine starke Abhängigkeit der Dehnungsempfindlichkeit von Herstellungsprozess und jeweiliger Charge des Fluids vorliegt. Die Reduzierung der Empfindlichkeit kann durch zwei Phänomene hervorgerufen werden:

1. Dehnungsübertragungsrate  $\beta_M$ : Zur Isolation der Sensorstruktur werden zwei verschiedene dielektrische Fluide verwendet (vgl. Tab. 6.8), die sich hinsichtlich ihres Schubmoduls unterscheiden. Wie in Abschnitt 6.3.4 gezeigt ist dieser Unterschied jedoch vernachlässigbar und für das Schichtsystem kann eine Dehnungsübertragungsrate  $\beta_M = 1$  angenommen werden.
2. Negative Piezoresistivität: Zum anderen kann aus Gl. (6.4) bzw. Gl. (6.7) abgeleitet werden, dass durch die Piezoresistivität  $G$  ein negativer Beitrag geleistet wird, welcher den Wert des  $K$ -Faktors reduziert [50].

Die Querempfindlichkeit der gedruckten Sensoren wird anhand der Viertelbrückenlayouts ermittelt und liegt mit 11 % im Bereich von Dickfilmsensoren (vgl. Kapitel 2). Während der Be- und Entlastungszyklen kommt es zu einer Nullpunktdrift sowie zu einer Öffnung der Hystereseschleife im Bereich des Nulldurchgangs. Die großen Linearitäts- und Hysteresefehler treten somit überwiegend im Bereich des Nullpunkts auf. Mögliche Gründe werden im Folgenden diskutiert:

**Einfluss der Versuchsanordnung** Wie in Kapitel 4.4 beschrieben hat die Versuchsanordnung eine Messunsicherheit von etwa 2 %. Abhängig vom verwendeten Substratmaterial kann diese sich zusätzlich erhöhen.

Zur Analyse der T-Brücke wurde der Stahl 1.0338 (kalt umformbar,  $R_{p0,2} = 210 \text{ MPa}$  [230]) als Substratmaterial verwendet. Aus diesem Stahl gefertigte Biegeproben neigen zu einer Restausrückung, die zu einer Nullpunktverschiebung führen kann. Zur Untersuchung des Vollbrückenlayouts wurden die Biegeproben aus dem Stahl 1.4310 (Federbandstahl,  $R_{p0,2} = 750 \text{ MPa}$  [126]) gefertigt. Die systematischen Fehler können hierdurch deutlich reduziert werden (Tab. 6.9).

**Einfluss der Zwischenschicht** Zur Isolation der Sensorstruktur werden polyester- bzw. acrylbasierte Harze eingesetzt. Diese Materialien weisen typischerweise viskoelastisches Materialverhalten (Kriechen, Hysterese sowie Konditionierung) auf [4,81]. Insbesondere die Phänomene Hysterese und Konditionierung können zur Erhöhung der systematischen Fehler beitragen. Zur Quantifizierung des Einflusses sind zukünftig die viskoelastischen Eigenschaften der Polymere zu untersuchen.

**Mikrostruktur der Sensorschicht** Die Sensorschicht setzt sich aus einem dreidimensionalen Netzwerk von Silberpartikeln zusammen, die durch den Finishingprozess miteinander versintert werden [57]. Durch die mechanische Belastung kann es zu einer Veränderung der Topologie der Mikrostruktur und damit zu einer Reorientierung der leitfähigen Pfade innerhalb der leitfähigen Schichten kommen. Dies ist allerdings noch messtechnisch zu belegen.

**Temperatureinfluss** Bei einer Betriebsspannung von  $U_0 = 2 \text{ V}$  und  $R \approx 80 \Omega$  beträgt die im Widerstand umgesetzte Leistung  $P = U^2/R \approx 50 \text{ mW}$ . Die so entstehende Eigen Erwärmung der Sensorschicht führt zu einer Offsetdrift. Da die Sensoren jedoch ein bis zwei Stunden vor der Charakterisierung bestromt werden, kann von einem thermisch eingeschwungenen Zustand ausgegangen werden.

**Ergänzungsschaltung** Beim T-Brückenlayout werden die gedruckten Messgitter durch Metallfilmwiderstände zu einer Vollbrücke ergänzt. Das unterschiedliche Temperaturverhalten kann zu einer Drift des Ausgangssignals führen.

## 6.5 Schlussfolgerungen

Die Untersuchungen haben gezeigt, dass hinsichtlich der Integration in adaptronische Systeme gedruckte Sensoren großes Potential aufweisen. Die Funktionalisierung eines Bauteils kann direkt in seinem Herstellungsprozess erfolgen und eine manuelle Montage entfällt. Uniaxiale Umformgrade bis zu 20 % Dehnung sind möglich, ohne die Funktion der Sensorschicht einzuschränken. Die Dehnungssensitivität der umgeformten Schichten ist im Rahmen nachfolgender Arbeiten zu analysieren.

Die Dehnungsempfindlichkeit der im Rahmen der Arbeit untersuchten Silbersuspension fällt geringer aus als durch den Stand der Technik prognostiziert. Auffällig sind zudem die systematischen Fehler wie Nichtlinearität und Hysterese. Die möglichen Gründe hierfür wurden im vorhergehenden Abschnitt diskutiert. Der Einsatz dieses Fluids ist daher auf Applikationen beschränkt, bei welchen qualitative Aussagen ausreichend sind. Es eignet sich besser als elektrischer Leiter und kann beispielsweise zur Kontaktierung strukturintegrierter Funktionselemente eingesetzt werden. Durch eine Anpassung des Finishingprozesses kann die granulare Struktur der gedruckten Metallschichten homogenisiert und der Leitungswiderstand deutlich verringert werden.

Im Falle der PEDOT:PSS-Suspension erscheint ein Einsatz als Dehnungssensor auf metallischen Substraten nicht sinnvoll. Die Störeinflüsse durch Luftfeuchte und Temperaturschwankungen überlagern die Dehnungsempfindlichkeit [221]. Um das Funktionsfluid dennoch für die Strukturintegration zu verwenden, ist die Entwicklung einer angepassten Gehäusung nötig.



## 7 Zusammenfassung und Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wurden miniaturisierte piezoresistive Dehnungsmesselemente entwickelt und charakterisiert. Die nachfolgend aufgelisteten Kernanforderungen an die Messelemente wurden anhand der zwei Applikationen *miniaturisierte Kraftsensoren für die minimal-invasive Chirurgie* und *Strukturüberwachung adaptronischer Systeme* abgeleitet:

- hoher Miniaturisierungsgrad: Kantenlängen  $\leq 1\text{ mm}$ , Schichtdicke  $h \leq 100\text{ }\mu\text{m}$
- großer Signal-zu-Rausch-Abstand:  $K \gg 2$  bzw.  $S_{\min} \leq 10^{-6}$ ,
- einfache Integration,
- Funktionalisierung von Messobjekten (Substraten) beliebigen Materials und
- geringe Rückwirkungen auf das Messobjekt.

Der Stand der Technik wurde durch eine Literaturrecherche und Vorversuche [215,231] analysiert und anhand der genannten Anforderungen bewertet. Aufgrund des hohen Miniaturisierungsgrades und dabei hoher Empfindlichkeit bzw. wegen der Wirtschaftlichkeit und der minimalen Rückwirkungen auf das Messobjekt wurden für die vorgesehenen Applikationen *inhomogen dotierte Siliziumelemente* bzw. *gedruckte dehnungsempfindliche Schichten* ausgewählt.

Der erste Schwerpunkt der Arbeit lag auf dem Entwurf sowie der Anwendung der inhomogen dotierten Silizium-Messelemente, mit dem Ziel, den Einfluss der Integration auf die Übertragungseigenschaften des Messelements zu quantifizieren. Sowohl die Messelementtopologie als auch die Aufbau- und Verbindungstechnik wurden hinsichtlich ihres Einflusses auf die Dehnungsübertragung untersucht. Ein analytisches Modell zur Dehnungsübertragung vom Messobjekt in das Messelement wurde für einen uniaxialen Dehnungszustand bestimmt. Im Rahmen einer Struktursimulation wurde zusätzlich untersucht, inwieweit die Entkopplung der Messplatte von den Applikationsbereichen den Übertragungsfaktor des Messelements beeinflusst.

Zur Verifikation der theoretischen Ergebnisse wurde eine experimentelle Untersuchung für einen uniaxialen Spannungszustand durchgeführt. Die Zwischenschicht wurde hinsichtlich ihres Schubmoduls variiert, indem die Messelemente mit Epoxidharz aufgeklebt bzw. mit Glaslot aufgeglast wurden. Die Kantenlänge und die Dicke des

Messelements wurden mit den folgenden Ergebnissen variiert:

1. Die Abhängigkeit der Empfindlichkeit  $B_S = \beta_M \cdot B_0$  vom Schubmodul der Zwischenschicht kann bestätigt werden, fällt jedoch weniger gravierend aus als in der Struktursimulation vorhergesagt. Dies ist auch auf die Messunsicherheit der Versuchsanordnung zurückzuführen.
2. Die Untersuchung belegt, dass die Erhöhung der Kantenlänge neben dem Schubmodul der Zwischenschicht den größten Einfluss auf die Empfindlichkeit ausübt. Bei den aufgelasteten Elementen bewirkt eine Verdoppelung der Kantenlänge etwa eine Verdoppelung des K-Faktors.
3. Der Einfluss der Elementdicke  $h_M$  kann ebenfalls verifiziert werden. Eine Erhöhung von  $h_M$  führt zu einer Reduzierung der Empfindlichkeit.

Neben der Bestätigung des Modells zur Dehnungsübertragung, konnten aus der experimentellen Untersuchung weitere Schlussfolgerungen gezogen werden:

4. Der statische Übertragungsfaktor der Messelemente weist mit  $B_0 \approx 106$  eine höhere Empfindlichkeit auf, als im Rahmen der Auslegung prognostiziert.
5. Durch die Verwendung von Glaslot können die systematischen Fehler, insbesondere die Hysterese, gesenkt werden, da die viskoelastischen Eigenschaften der polymeren Zwischenschicht entfallen (s. auch [142]).

Die Anwendung der Messelemente in miniaturisierten Kraft-Momenten-Sensoren (Kapitel 5) und zur Drehmomentmessung (Anhang E) zeigen das Potential der Technologie.

Zusätzlich zum elektromechanischen Verhalten der Messelemente wurden auch temperaturinduzierte Fehler und Eigenstörungen untersucht. Die Rauschleistungsdichte ist ein materialabhängiger Effekt und begrenzt die erreichbare Auflösung des Dehnungsmesselements. Im Rahmen der Rauschuntersuchung konnte das für Siliziumsensoren typische  $1/f$ -Verhalten nachgewiesen und die minimal detektierbare Dehnung für den quasistatischen Bereich ( $f \leq 1$  Hz) abgeleitet werden. Für eine Bezugsbandbreite von  $B = 1$  Hz und bei einem Betriebsstrom von 1 mA beträgt  $S_{\min} = 8,8 \cdot 10^{-8}$ , was ein typischer Wert für inhomogen dotierte Siliziumsensoren ist. Bezogen auf den Nennwert  $S_{1,N} = 3 \cdot 10^{-4}$  ergibt sich so ein zufälliger Fehler von 0,06 %. Durch eine Variation der Dotierungsparameter, insbesondere der durch den Ausheilungsprozesses bestimmten Diffusionslänge, kann die effektive Rauschspannung und damit die minimal detektierbare Dehnung minimiert werden.

Als zweiter Schwerpunkt der Arbeit wurde das Drucken funktionaler Druckfluide mit niedrigen Finishing-Temperaturen als mögliche Technologie zur Realisierung piezoresistiver Dehnungssensoren analysiert. Der Fokus lag auf der experimentellen Untersuchung der gedruckten Schichten, um die Eignung der Technologie für die strukturinte-

---

grierte Dehnungsmessung bewerten zu können. Zur Realisierung der Schichten wurden die am Institut für Druckmaschinen und Druckverfahren (IDD) verfügbaren Verfahren *Sieb-* und *Inkjetdruck* eingesetzt. In Vorversuchen wurden die (di-)elektrischen und mechanischen Eigenschaften von vier funktionalen Druckfluiden in Abhängigkeit vom Herstellungsprozess untersucht. Neben dem spezifischen Widerstand, der Isolationsimpedanz und der Durchbruchfeldstärke sowie der Schichtdicken  $h_M, h_Z$  der Schichten, die für die Auslegung des Sensors relevant sind, wurden auch fertigungstechnische Aspekte berücksichtigt. Im Hinblick auf die Funktionalisierung von Halbzeugen für flächige Strukturen wurde die Umformbarkeit der gedruckten Schichten untersucht. Zur Ermittlung des zulässigen Umformgrades wurden im Zugversuch gedruckte Schichten umgeformt und anhand der des spezifischen Widerstands sowie der Isolationsimpedanz bewertet. Basierend auf den Ergebnissen der Vorversuche wurden zwei Sensortopologien, eine T-Brücke und eine Vollbrückenordnung, für die beiden leitfähigen Druckfluide entworfen und am Institut IDD auf Stahl-Biegeproben aufgedruckt. Die statischen Übertragungseigenschaften sowie die Rauschleistungsdichte der gedruckten Sensoren wurden experimentell bestimmt. Aus der experimentellen Untersuchung können folgende Schlüsse gezogen werden:

1. Im Fall von auf Stahlblech gedruckten Schichten liegt der maximale Umformgrad bei  $\leq 20\%$ , ohne dass die Isolationswirkung der Zwischenschicht oder die Leitfähigkeit der Sensorschicht eingeschränkt ist.
2. Die elektrischen Eigenschaften der gedruckten Sensorschicht werden maßgeblich vom Finishingprozess (Temperatur und Dauer der thermischen Behandlung) beeinflusst. Eine Erhöhung der Sintertemperatur führt zu einem sinkenden und langzeitstabilen Widerstandswert.
3. Das elektrische Ausgangssignal auf Stahlblech gedruckter PEDOT:PSS-Schichten ist sehr instabil. Insbesondere eine sich ändernde Umgebungstemperatur sowie Luftfeuchtigkeit führen zu einer Drift des Grundwiderstandswerts. Aufgrund dieser Störeinflüsse ist keine dehnungsabhängige Widerstandsänderung im untersuchten Messbereich ( $S_{1,N} = 5 \cdot 10^{-4}$ ) nachweisbar, da das Sensorausgangssignal von einer Drift überlagert ist. Für die bei den vorgestellten Applikationen auftretenden Dehnungen ist es nicht empfehlenswert, PEDOT:PSS-Schichten zu verwenden.
4. Der spezifische Widerstand gedruckter Silberschichten ist leicht erhöht im Vergleich zum Bulkmaterial, aber dennoch sehr niederohmig. Werden die gedruckten Silberschichten durch eine Polymerschicht (z.B. Bectron DP, 8401 VP, Elantas Beck, Hamburg, Deutschland) gegen Umwelteinflüsse geschützt, so ist ihr elektrischer Widerstand stabil. Bei der Auslegung der Sensoren muss die hohe Stan-

dardabweichung des Grundwiderstandes berücksichtigt werden.

5. Gedruckte Silberschichten sind zur strukturintegrierten Dehnungsmessung geeignet. Die im Rahmen der Arbeit gemessene Empfindlichkeit ist mit einem K-Faktor von  $K \approx (1,2...0,53)$  geringer als im Stand der Technik vorhergesagt. Verantwortlich kann hierfür eine negative Piezoresistivität gemacht werden, die entgegengesetzt zur geometriebedingten Widerstandsänderung wirkt.
6. Im Vergleich zu Dickfilmsensoren ist der Hysterese- und Linearitätsfehler bei Silberschichten stark erhöht und tritt überwiegend im Bereich des Nullpunktes auf. Neben der Versuchsanordnung selbst können auch die viskoelastischen Eigenschaften der Zwischenschicht für die Messunsicherheit von bis zu 10 % verantwortlich sein.
7. Gedruckte Silbersensoren zeichnen sich durch rein thermisches Rauschen aus, so dass die minimal detektierbare Dehnung abhängig vom Grundwiderstand sowie der Temperatur ist:  $S_{1,\min} = (1,2...3,5) \cdot 10^{-8}$ . Bezogen auf den Nennwert  $S_{1,N} = 5 \cdot 10^{-4}$  ergibt sich so ein zufälliger Fehler von 0,014 %. Zukünftig sollte auch ein mögliches Driften der Ausgangsspannung untersucht werden, welches zu einer Erhöhung der Messunsicherheit führen kann.

Bezüglich der untersuchten Applikationen sind gedruckte DMS insbesondere für die wirtschaftliche Integration in Bauteile geeignet. Ist die Funktionalisierung von umzuformenden Halbzeugen erforderlich, so bietet sich ihre Verwendung an, da diese uniaxiale Umformgrade bis 20 % ertragen. Werden direkt schreibende Druckverfahren wie *Aerosoljet* verwendet, können auch gewölbte Oberflächen funktionalisiert werden. Durch die geringe Schichtdicke sind die Rückwirkungen auf das Messobjekt minimal. Der Einsatz von Laser-Sintern im Finishingprozess kann die elektrische Stabilität der Messwiderstände erhöhen. Nachteilig ist jedoch die geringe Empfindlichkeit der kommerziell verfügbaren Druckfluide sowie die erhöhten Fehler, die präzise Messungen erschweren.

In Tabelle 7.1 werden die erzielten Ergebnisse beider Technologien mit typischen Übertragungseigenschaften konventioneller Metallfilm-DMS verglichen. Die Schlussfolgerungen sowie mögliche Anknüpfungspunkte für zukünftige Forschungsfragen werden im Folgenden erörtert.

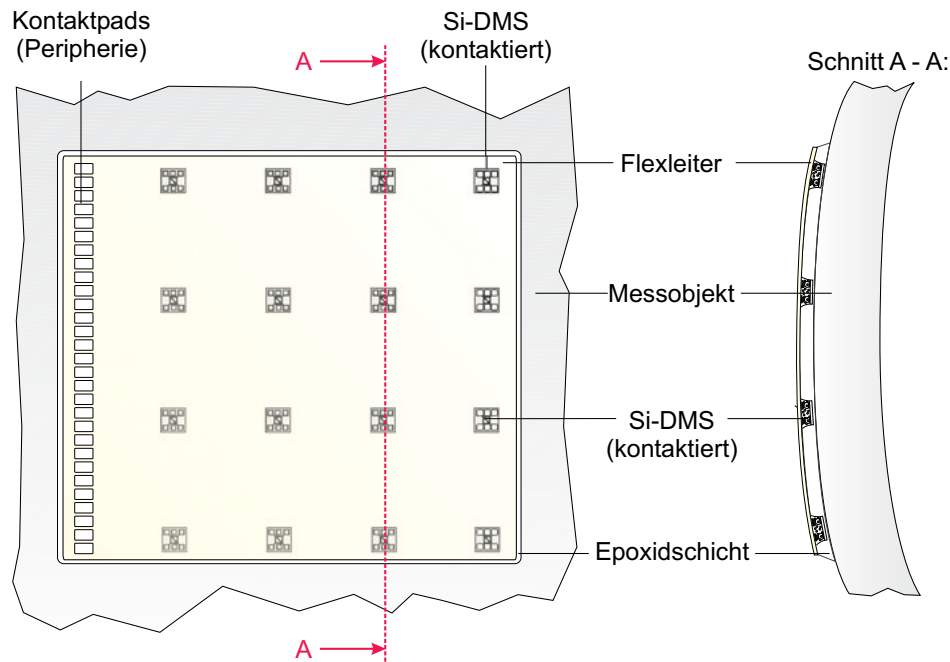
Es zeigt sich, dass sich die im Rahmen der Arbeit entwickelten Si-DMS durch einen hohen Miniaturisierungsgrad bei hoher Empfindlichkeit auszeichnen. Si-DMS eignen sich hervorragend für den Aufnehmerbau und zur Strukturüberwachung an Bauteilen, die keiner Umformung bedürfen. Für die im Rahmen der Arbeit ausgewählten Applikationen können Empfehlungen für die Aufbau- und Verbindungstechnik von Si-DMS abgeleitet werden.

**Tabelle 7.1:** Vergleich ausgewählter Parameter der beiden Sensorprinzipien Si-DMS (Vollbrücke) und gedruckte Silber-DMS (Vollbrücke) mit Metallfilm-DMS (Viertelbrücke). Die Linearitäts- und Hysteresefehler sind als reduzierte Fehler angegeben und auf den Nennwert bezogen. Die Messfläche ( $l_R \times b_R$ ) kennzeichnet den aktiven Bereich (Widerstandsgebiete) der Messelemente.

Parameter	Si-DMS	gedruckte Silber-DMS	Metallfilm-DMS
Abmessung ( $l_M \times b_M$ )	$\leq (1 \times 1) \text{ mm}^2$	$\leq (20 \times 15) \text{ mm}^2$	$(4,6 \times 2,5) \text{ mm}^2$
Messfläche ( $l_R \times b_R$ )	$(0,1 \times 0,1) \text{ mm}^2$	$\leq (9 \times 18) \text{ mm}^2$	$(0,38 \times 0,51) \text{ mm}^2$
Dicke ( $h_M$ )	$\leq 30 \text{ }\mu\text{m}$	$\leq 10 \text{ }\mu\text{m}$	$\approx 100 \text{ }\mu\text{m}$
Grundwiderstand $R_0$	$\approx 2,1 \text{ k}\Omega$	$\approx (85 \dots 430) \text{ }\Omega$	$120 \text{ }\Omega$
K-Faktor $K_L$	$\leq 106$	$0.53 \dots 1,22$	$\approx 2$
K-Faktor $K_Q$	$\approx K_L$	$\approx 0,13$	$\leq 0,2 \%$
Querempfindlichkeit	$\approx 1$	$\leq 0,11$	$\leq 0,1 \%$
Nichtlinearität $F_L$	$\leq 2 \%$	$\leq 8 \%$	$< 2 \%$
Hysteresis $F_H$	$\leq 2,5 \%$	$\leq 5 \%$	$< 2 \%$
Auflösung $S_{\min}$	$8,8 \cdot 10^{-8}$	$3,5 \cdot 10^{-8}$	$1,1 \cdot 10^{-8}$
Umformgrad (uniaxial)	-	$\leq 20 \%$	-
Integration	diskrete Montage (automatisierbar)	automatisiert	diskrete Montage

**Si-DMS im Aufnehmerbau** Die Kraftmessung an der Spitze minimal-invasiver Instrumente erfordert einen hohen Miniaturisierungsgrad bei hoher Empfindlichkeit, um auf kleinstem Raum die Interaktionskräfte zwischen Instrument und Gewebe detektieren zu können. Für diesen Anwendungsfall empfiehlt es sich daher, die Si-DMS auf den Verformungskörper aufzuglasen. Die Kontaktierung kann im Anschluss an die Applizierung durch Drahtbonden erfolgen. Durch die Schubsteifigkeit der Zwischenschicht wird eine hohe Dehnungsübertragungsrate erzielt und die systematischen Fehler reduziert.

**Strukturintegration von Si-DMS** Bei der Spannungsanalyse bzw. Strukturüberwachung ist neben einer geringen Rückwirkung auf das Messobjekt insbesondere eine einfache Montage relevant. Für die Geometrie des Messelements ergibt sich die Forderung nach einer geringen Dicke  $h_M \leq 10 \text{ }\mu\text{m}$  und einer Kantenlänge von  $l_M \leq 1 \text{ mm}$ . Der einfachen Montage kann durch die Wahl der Kontaktierungsmethode Rechnung getragen werden.



**Abb. 7.1:** Strukturintegration diskreter Si-DMS zur ortsverteilten Dehnungsmessung. Die Silizium-Messelemente werden kopfüber auf der flexiblen Leiterplatte montiert. Um Messelement und Flexleiter sowohl elektrisch leitend als auch mechanisch zu verbinden, wird anisotrop leitfähiger Klebstoff (ACA) eingesetzt. Anschließend wird der Verbund auf das Messobjekt appliziert.

Das untersuchte Flip-Chip-Verfahren ist prädestiniert für die Strukturintegration von Si-DMS. Neben einer 'punktuellen' Dehnungsmessung stellen insbesondere auf flexiblen Leiterplatten integrierte Sensorarrays eine attraktive Möglichkeit dar, den Dehnungszustand in einer Fläche zu überwachen. Die auf einer Folie integrierten Messelemente können so in Verbundmaterialien einlaminiert oder auf beliebige Oberflächen aufgeklebt werden (Abb. 7.1). Denkbare Applikationen sind die Strukturüberwachung von Flugzeugtragflächen oder Rotorflügeln von Windkraftanlagen. Neben der vorgestellte Flip-Chip-Methode sollten auch direkt schreibende Verfahren (z.B. Aerosol- oder Inkjetdruck) sowie Heißprägeverfahren analysiert werden, um eine kostengünstige Integration zu ermöglichen. Im Rahmen der Betriebsphase des in Kapitel 6 vorgestellten LOEWE-Zentrums wurde daher ein Zusatzprojekt zur Kontaktierung strukturintegrierbarer Siliziumsensoren initiiert. Dem Gedanken der Adaptronik folgend erscheint es zudem sinnvoll, neben dem elektromechanischen Wandler eine Signalelektronik auf dem Messelement zu realisieren und so am Messort die Signalqualität beeinflussen zu können.

---

**Anwendung gedruckter DMS** Gedruckte DMS sind prädestiniert für die Strukturüberwachung. Im Rahmen des LOEWE-Zentrums werden die entworfenen Silbersensoren bereits zur Überwachung des Schwingungszustandes eines adaptiven Tilgers angewendet [232]. Um das Potential dieser Sensortechnologie voll ausschöpfen zu können, ist die Entwicklung funktionaler Druckfluide mit höherer Dehnungssensitivität nötig. Neben kommerziell verfügbaren graphithaltigen Suspensionen ist insbesondere auch die Entwicklung von Nanopartikel-haltigen Druckfluiden zukunftssträchtig. Abhängig von der Konzentration und Verteilung (Dispergierung) der leitfähigen Nanopartikel sind hohe Empfindlichkeiten erreichbar. In Zusammenarbeit mit dem Fachgebiet Disperse Feststoffe an der TU Darmstadt, wurden hierzu UV-aushärtende Nano-Komposita (*multi-wall carbon-nanotubes* - *MWCNT* in einer Polysiloxan-Matrix) untersucht [233]. An einem ersten Versuchsmuster konnte ein K-Faktor  $K_L \approx 8$  erzielt werden. Nachteilig ist allerdings der hohe Grundwiderstand der Komposite, welcher im  $M\Omega$ -Bereich liegt. Der Einfluss des Isolationswiderstands, welcher in der selben Größenordnung liegt, ist in diesem Fall nicht mehr vernachlässigbar und die Funktionalisierung ist auf nichtleitende Substrate beschränkt. Des Weiteren zeigt die statische Kennlinie ein stark nichtlineares Verhalten sowie eine große Öffnung der Hysteresekurve. Einen Erklärungsansatz stellt der Leitungsmechanismus (Perkolation) und damit die Wechselwirkung der *MW-CNTs* mit der dielektrischen Matrix dar. Die Ursachen sind bisher nicht geklärt und sollten in weiterführenden Projekten in Zusammenarbeit mit Materialwissenschaftlern untersucht werden.





# Literaturverzeichnis

- [1] KEIL, S.: *Beanspruchungsermittlung mit Dehnungsmessstreifen*. Cuneus Verlag, 1995
- [2] STOCKMANN, M.: *Mikromechanische Analyse der Wirkungsmechanismen elektrischer Dehnungsmessstreifen*. Institut für Mechanik der technischen Universität Chemnitz, 2000
- [3] BERTODO, R.: Development of high-temperature strain gauges. In: *ARCHIVE: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers 1847-1982* 173 (1959), Nr. 1959, S. 605–622
- [4] HOFFMANN, K.: *Eine Einführung in die Technik des Messens mit Dehnungsmessstreifen*. Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH (HBM), 1985
- [5] SMITH, C.: Piezoresistance Effect in Germanium and Silicon. In: *Phys. Rev., American Physical Society* 94 (1954), April, Nr. 1, S. 42–49
- [6] PFANN, W. ; THURSTON, R.: Semiconducting stress transducers utilizing the transverse and shear piezoresistance effects. In: *Journal of Applied Physics* 32 (1961), Nr. 10, S. 2008–2019
- [7] MEHNER, J.: *Dresdner Beiträge zur Sensorik*. Bd. 9: *Entwurf in der Mikrosystemtechnik*. Dresden Univ. Press, 2000
- [8] GERLACH, G. ; DÖTZEL, W.: *Einführung in die Mikrosystemtechnik: ein Kursbuch für Studierende*. Hanser Verlag, 2006
- [9] MICRON INSTRUMENTS: *U-shaped semiconductor gage*. <http://www.microninstruments.com/>. Version: 2012
- [10] BARLIAN, A. ; PARK, W. ; MALLON, J. ; RASTEGAR, A. ; PRUITT, B.: Review: Semiconductor piezoresistance for microsystems. In: *Proceedings of the IEEE* 97 (2009), Nr. 3, S. 513–552
- [11] SINDLINGER, S.: *Einfluss der Gehäusung auf die Messunsicherheit von mikrogehäussten Drucksensoren mit piezoresistivem Messelement*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Diss., 2008
- [12] DEIER, E. ; HOYDEN, J. ; WILDE, J. ; BECKER, K.: Thermomechanische Einflüsse der Chipklebung auf die Genauigkeit mikromechanischer Drucksensoren Teil 2:

- Experimentelle Verifikation. In: *tm-Technisches Messen/Plattform für Methoden, Systeme und Anwendungen der Messtechnik* 72 (2005), Nr. 2/2005, S. 111–121
- [13] STÖHR, I. ; MANDERSCHIED, M. ; SCHLEUSSNER, A. ; SCHUSTER, G. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: System zur Erfassung des Zungendrucks mittels piezoresistiver Silizium-Drucksensoren. In: *Gemeinsame Jahrestagung der Deutschen , Österreichischen und Schweizerischen Gesellschaften für Biomedizinische Technik*, Biomedizinische Technik, 2010
- [14] ATI - INDUSTRIAL AUTOMATION INC.: *nano17 - force/torque sensor*. <http://www.ati-ia.com/Company/NewsArticle.aspx?id=310182740>. Version: 2012
- [15] BAO, M.-H.: *Micro mechanical transducers: pressure sensors, accelerometers and gyroscopes*. 2. Amsterdam [u.a.] : Elsevier, 2004. – XIV, 378 S.
- [16] PFEIFER, G. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: *Drucksensoren*. Verlag Technik, 1989
- [17] JAEGER, R. ; NEUDECK, Gerold (Hrsg.) ; PIERRET, Robert (Hrsg.): *Introduction to microelectronic fabrication*. Prentice Hall, 1987
- [18] BALDE, J. W.: *Foldable Flex and Thinned Silicon multichip packaging technology*. Bd. 1. Springer Verlag, 2003
- [19] HUNGAR, K.: *Integration of ultrathin silicon chips*, RWTH Aachen, Diss., 2009
- [20] MEISS, T.: *Hochminiaturisierter Kraft-Momenten-Sensor für Herzkatheterisierungen*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Diss., 2012
- [21] PROCTER, E.: Capacitance strain gauges. In: *Strain gauge technology* (1992), S. 299
- [22] ARSHAK, K. ; MORRIS, D. ; ARSHAK, A. ; KOROSTYNSKA, O.: Development of high sensitivity oxide based strain gauges and pressure sensors. In: *Journal of Materials Science: Materials in Electronics* 17 (2006), Nr. 9, S. 767–778
- [23] KO, J. ; NI, Y.: Technology developments in structural health monitoring of large-scale bridges. In: *Engineering Structures* 27 (2005), Nr. 12, S. 1715–1725
- [24] SOHN, H.: *A review of structural health monitoring literature: 1996-2001*. Los Alamos, NM : Los Alamos National Laboratory, 2004
- [25] FARRAR, C. ; WORDEN, K.: An introduction to structural health monitoring. In: *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 365 (2007), Nr. 1851, S. 303
- [26] WERTHSCHÜTZKY, R.: *Mess- und Sensortechnik - Band II: Sensorprinzipien*. Vorlesungsskriptum, 2007

- [27] LYNCH, J. ; LOH, K.: A summary review of wireless sensors and sensor networks for structural health monitoring. In: *Shock and Vibration Digest* 38 (2006), Nr. 2, S. 91–130
- [28] KUNADT, A. ; STARKE, E. ; PFEIFER, G. ; CHERIF, C.: Messtechnische Eigenschaften von Dehnungssensoren aus Kohlenstoff-Filamentgarn in einem Verbundwerkstoff. In: *tm-Technisches Messen/Plattform für Methoden, Systeme und Anwendungen der Messtechnik* 77 (2010), Nr. 2, S. 113–120
- [29] TRÄNKLER, H.R. ; OBERMEIER, E.: *Sensortechnik: Handbuch für Praxis und Wissenschaft*. Springer Verlag, 1998
- [30] GROSS, D. ; HAUGER, W. ; SCHRÖDER, J. ; WALL, W.A.: *Technische Mechanik: Band 2: Elastostatik*. Springer Verlag, 2009
- [31] SCHAUMBURG, H.: *Sensoren*. Stuttgart : Teubner Verlag, 1992. – 517 S.
- [32] PUERS, R.: Capacitive sensors: when and how to use them. In: *Sensors and Actuators: A. Physical* 37-38 (1993), S. 93–105
- [33] PARTSCH, U.: *LTCC-kompatible Sensorschichten und deren Applikation in LTCC-Drucksensoren*. 1. Templin/Uckermark : Detert, 2002. – III, 163 S.
- [34] CARRILLO, A. ; MARTÍN-DOMÍNGUEZ, I. ; GLOSSMAN, D. ; MÁRQUEZ, A.: Study of the effect of solvent induced swelling on the resistivity of butadiene based elastomers filled with carbon particles:: Part I. Elucidating second order effects. In: *Sensors & Actuators: A. Physical* 119 (2005), Nr. 1, S. 157–168
- [35] JACQ, C. ; LÜTHI, B. ; MAEDER, T. ; LAMBERCY, O. ; GASSERT, R. ; RYSER, P.: Thick-film multi-DOF force/torque sensor for wrist rehabilitation. In: *Sensors & Actuators: A. Physical* (2010)
- [36] LATESSA, G. ; BRUNETTI, F. ; REALE, A. ; SAGGIO, G. ; DI CARLO, A.: Piezoresistive behaviour of flexible PEDOT:PSS based sensors. In: *Sensors & Actuators: B. Chemical* 139 (2009), Nr. 2, S. 304–309
- [37] JONES, C.: Aerosol-jet-printed, high-speed, flexible thin-film transistor made using single-walled carbon nanotube solution. In: *Microelectronic Engineering* 87 (2010), S. 434–437
- [38] WERTHSCHÜTZKY, R. ; ZAHOUT, C.: Angepasste Signalverarbeitung für piezoresistive Drucksensoren. In: *tm-Technisches Messen/Plattform für Methoden, Systeme und Anwendungen der Messtechnik* (2003), Januar, S. 258–264
- [39] VISHAY MEASUREMENTS GROUP GMBH: *Miniatur-DMS (Produktkatalog)*. <http://www.blh.de/german/>. Version: 2012
- [40] HUFNAGEL, K. ; TAO, Y.: Numerische Simulation von Dehnungsmessstreifen. In: *Messtechnische Briefe*. Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, 2007

- [41] HOTTINGER BALDWIN MESSTECHNIK GMBH: *Dehnungsmessstreifen (Produktkatalog)*. <http://www.hbm.com/de/menu/produkte/dehnungsmessstreifen-zubehoer/>. Version: 2012
- [42] SENSOR-TECHNIK WIEDEMANN GMBH: *OEM-Druckmesszelle*. <http://www.sensor-technik.de/>. <http://www.sensor-technik.de/>. Version: 2011
- [43] SCHWALB, C. ; GRIMM, C. ; BARANOWSKI, M. ; SACHSER, R. ; PORRATI, F. ; REITH, H. ; DAS, P. ; MÜLLER, J. ; VÖLKLEIN, F. ; KAYA, A. u.a.: A tunable strain sensor using nanogranular metals. In: *Sensors* 10 (2010), Nr. 11, S. 9847–9856
- [44] HECKMANN, U. ; BANDORF, R. ; GERDES, H. ; LÜBKE, M. ; SCHNABEL, S. ; BRÄUER, G.: New materials for sputtered strain gauges. In: *Procedia Chemistry* 1 (2009), Nr. 1, S. 64–67
- [45] LUTHJE, H. ; BIEHL, S. ; BANDORF, R. ; SICK, J.H. ; PEINER, E. ; TIBREWALA, A.: Preparation and characterization of multifunctional thin film sensors based on amorphous diamond-like-carbon. In: *The 13th International Conference on Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems, 2005. TRANSDUCERS'05*. Bd. 2 IEEE, 2005, S. 2111–2114
- [46] KON, S. ; OLDHAM, K. ; HOROWITZ, R.: Piezoresistive and piezoelectric MEMS strain sensors for vibration detection. In: *Proc. of SPIE* Bd. 6529, 2007, S. 65292V–1
- [47] LÄPPLE, V.: *Einführung in die Festigkeitslehre: Lehr-und Übungsbuch*. Springer Verlag, 2008
- [48] CRANNY, A. ; COTTON, D. ; CHAPPELL, P. ; BEEBY, S. ; WHITE, N.: Thick-film force, slip and temperature sensors for a prosthetic hand. In: *Measurement Science and Technology, IOP* 16 (2005), März, S. 931–941
- [49] PUERS, B. ; SANSEN, W. ; PASZCZYNSKI, S.: Assessment of thick-film fabrication methods for force (pressure) sensors. In: *Sensors & Actuators: A. Physical* 12 (1987), Nr. 1, S. 57 – 76
- [50] MORTEN, B. ; PRUDENZIATI, M. ; TARONI, A.: Strain sensitivity in film and cermet resistors: measured and physical quantities. In: *Journal of Physics: D. Applied Physics* 12 (1979), S. L51
- [51] PRUDENZIATI, M. ; MORTEN, B. ; CILLONI, F. ; RUFFI, G.: Very high strain sensitivity in thick-film resistors: real and false super gauge factors. In: *Sensors & Actuators: A. Physical* 19 (1989), Nr. 4, S. 401 – 414
- [52] CANALI, C. ; MALAVASI, D. ; MORTEN, B. ; PRUDENZIATI, M. ; TARONI, A.:

- Piezoresistive effects in thick-film resistors. In: *Journal of Applied Physics* 51 (2009), Nr. 6, S. 3282–3288
- [53] HROVAT, M. ; HOLC, J. ; BELAVIČ, D. ; ŠOBA, S.: An evaluation of some commercial thick film resistor materials for strain gauges. In: *Journal of Materials Science Letters* 13 (1994), Nr. 13, S. 992–995
- [54] TAMBORIN, M. ; PICCININI, S. ; PRUDENZATI, M. ; MORTEN, B.: Piezoresistive properties of RuO<sub>2</sub>-based thick-film resistors: the effect of RuO<sub>2</sub> grain size. In: *Sensors & Actuators: A. Physical* 58 (1997), Nr. 2, S. 159–164
- [55] MENOT, S.: *Low firing temperature thick-film piezoresistive composites-properties and conduction mechanism*, Institut de Production Microtechnique Section de Microtechnique, Université de Franche-Comté, Diss., 2005
- [56] PARTSCH, U. ; GEBHARDT, S. ; ARNDT, D. ; GEORGI, H. ; NEUBERT, H. ; FLEISCHER, D. ; GRUCHOW, M.: LTCC-based sensors for mechanical quantities. In: *European Microelectronics and Packaging Conference (EMPC) 2007*, 2007, S. 17–20
- [57] MAIWALD, M. ; WERNER, C. ; ZOELLMER, V. ; BUSSE, M.: INKtelligent printed strain gauges. In: *Sensors & Actuators: A. Physical* 162 (2010), Nr. 2, S. 198–201
- [58] EBERHARDT, W. ; KECK, J. ; WILLECK, H. ; POLZINGER, B. ; KÜCK, H.: Drucken von mikro-und nanoskaligen Funktionsschichten auf Thermoplasten zur Erhöhung der Integration mikrosystemtechnischer Packages. In: *GMM-Fachbericht-Mikro-Nano-Integration* (2010)
- [59] LANG, U. ; RUST, P. ; SCHÖBERLE, B. ; DUAL, J.: Piezoresistive properties of PEDOT: PSS. In: *Microelectronic Engineering* 86 (2009), Nr. 3, S. 330–334
- [60] COCHRANE, C. ; KONCAR, V. ; LEWANDOWSKI, M. ; DUFOUR, C.: Design and Development of a Flexible Strain Sensor for Textile Structures Based on a Conductive Polymer Composite. In: *Sensors* 7 (2007), Nr. 4, S. 473–492
- [61] MATTMANN, C. ; CLEMENS, F. ; TRÖSTER, G.: Sensor for Measuring Strain in Textile. In: *Sensors* 8 (2008), Nr. 6, S. 3719–3732
- [62] ZSE ELEKTRONIK GMBH: *KSP-Halbleiter Dehnungsmessstreifen*. <http://www.zse.de/>. Version: 2010
- [63] KIZILIRMAK, G.: *Frei applizierbare MOSFET-Sensorfolie zur Dehnungsmessung*, RWTH Aachen, Diss., 2007
- [64] ALTHEN MESS- UND SENSORTECHNIK: *Miniaturkraftaufnehmer E11*. <http://althen.de/home/>. Version: 2010
- [65] WERTHSCHÜTZKY, R.: *Mess- und Sensortechnik - Band I: Elektrisches Messen mechanischer Grössen*. Vorlesungsskriptum, 2007

- [66] MOHAMMED, A. ; MOUSSA, W. ; LOU, E.: High sensitivity MEMS strain sensor: design and simulation. In: *Sensors* 8 (2008), S. 2642–2661
- [67] FIRST SENSOR TECHNOLOGY GMBH: *T-Brücke*. <http://www.first-sensor.com/>. Version: 2009
- [68] MÜLLER, A. ; FEHLINGER, A. ; PASLER, T. ; JANSEN, E. ; TOTZEK, M. ; KRAUSE, P. ; GOESER, W.: Intelligent High Pressure Sensor for Automotive Application. In: *Advanced Microsystems for Automotive Applications* (2007), S. 163–174
- [69] YAPICI, S. O.: *Auswahl und Evaluierung geeigneter Messprinzipien zur Drehmomentmessung an einer steifen PKW-Lenkswelle*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Diplomarbeit, 2010
- [70] DÖLLE, M.: *Field Effect Transistor Based CMOS Stress Sensors*, IMTEK, University of Freiburg, Diss., 2006
- [71] UNTERHOFFER, K. ; SCHREIER-ALT, T. ; SCHINDLER-SAEFKOW, F. ; ANSORGE, F. ; KITTEL, H.: CMOS Stressmesssystem zur Charakterisierung von Belastungen auf MEMS Bauteile. In: *MikroSystemTechnik KONGRESS 2009* VDE VERLAG GmbH, 2009
- [72] APANIUS, C. ; ESTRADA, H. ; SIEKKINEN, J. ; NAGY, M.: A User-Friendly, High-Sensitivity Strain Gauge. In: *Sensors Magazine* (2001)
- [73] MATSUZAKI, R. ; TODOROKI, A.: Wireless flexible capacitive sensor based on ultra-flexible epoxy resin for strain measurement of automobile tires. In: *Sensors & Actuators: A. Physical* 140 (2007), Nr. 1, S. 32–42
- [74] LI, J. ; LONGTIN, J.P. ; TANKIEWICZ, S. ; GOULDSTONE, A. ; SAMPATH, S.: Interdigital capacitive strain gauges fabricated by direct-write thermal spray and ultrafast laser micromachining. In: *Sensors & Actuators: A. Physical* 133 (2007), Nr. 1, S. 1–8
- [75] ARSHAK, K. ; McDONAGH, D. ; DURCAN, M.: Development of new capacitive strain sensors based on thick film polymer and cermet technologies. In: *Sensors & Actuators: A. Physical* 79 (2000), Nr. 2, S. 102–114
- [76] JAMSHIDI, B. ; AZEVEDO, R. ; WIJESUNDARA, M. ; PISANO, A.: Corrosion Enhanced Capacitive Strain Gauge at 370° C. In: *IEEE Sensors IEEE*, 2007, S. 804–807
- [77] SUSTER, M. ; GUO, J. ; CHAIMANONART, N. ; KO, W. ; YOUNG, D.: A high-performance MEMS capacitive strain sensing system. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 15 (2006), S. 1069–1077
- [78] GUO, J. ; KUO, H. ; YOUNG, D. ; KO, W.: Buckled beam linear output capacitive strain sensor. In: *Solid-State Sensor, Actuator and Microsystems Workshop*, 2004,

S. 344–347

- [79] WANG, J.Y. ; HU, C.F. ; HONG, C. ; SU, W.S. ; FANG, W.: Development of 3D CNTS interdigitated finger electrodes on flexible polymer for bending strain measurement. In: *Micro Electro Mechanical Systems (MEMS), 2011 IEEE 24th International Conference on IEEE*, 2011, S. 408–411
- [80] SCHREIER-ALT, T.: *Polymerverkapselung mechatronischer Systeme - Charakterisierung durch eingebettete Faser Bragg Gitter Sensoren*, Technische Universität Berlin, Fakultät IV - Elektrotechnik und Informatik, Diss., 2006
- [81] SCHLÜTER, V.: *Entwicklung eines experimentell gestützten Bewertungsverfahrens zur Optimierung und Charakterisierung der Dehnungsübertragung oberflächenapplizierter Faser-Bragg-Gitter-Sensoren*, Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung - BAM, Diss., 2010
- [82] ROTH, J. ; KRATZER, P.: Vergleich zwischen optischen Faser-Bragg-Gitter-Dehnungssensoren und elektrischen Dehnungsmessstreifen Intercomparison of Optical FBG-based Strain Sensors and Resistive Strain Gages. In: *tm-Technisches Messen/Plattform für Methoden, Systeme und Anwendungen der Messtechnik* 75 (2008), Nr. 12, S. 647–654
- [83] KERSEY, A. ; DAVIS, M. ; PATRICK, H. ; LEBLANC, M. ; KOO, K. ; ASKINS, C. ; PUTNAM, M. ; FRIEBELE, E.: Fiber Grating Sensors. In: *Journal of Lightwave Technology* 15 (1997), Nr. 8
- [84] BOTSIS, J. ; HUMBERT, L. ; COLPO, F. ; GIACCARI, P.: Embedded fiber Bragg grating sensor for internal strain measurements in polymeric materials. In: *Optics and Lasers in Engineering* 43 (2004)
- [85] FERDINAND, P. ; MAGNE, S. ; DEWYNTER-MARTY, V. ; MARTINEZ, C. ; ROUGEULT, S. ; BUGAUD, M.: Applications of Bragg grating sensors in Europe. In: *International Conference on Optical Fiber Sensors OFS*. Williamsburg, Virginia, 28. - 31. Oktober 1997
- [86] SIROHI, J. ; CHOPRA, I.: Fundamental understanding of piezoelectric strain sensors. In: *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* 11 (2000), Nr. 4, S. 246–257
- [87] GAUTSCHI, G.: *Piezoelectric sensorics*. Springer Verlag, 2002
- [88] BALLAS, R.G. ; PFEIFER, G. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: *Elektromechanische Systeme der Mikrotechnik und Mechatronik: Dynamischer Entwurf-Grundlagen und Anwendungen*. Springer Verlag, 2009
- [89] GALL, M. ; THIELICKE, B. ; POIZAT, C.: Experimentelle Untersuchungen und FE-Simulation zum Sensor-und Aktuatoreinsatz von flächigen PZT-

- Funktionsmodulen. In: *Deutsche Gesellschaft für Materialkunde e.V.* (2005)
- [90] REINDL, L. ; STEINDL, R. ; HAUSLEITNER, C. ; POHL, A. ; SCHOLL, G.: Passive funkauslesbare Sensoren (Wireless Passive Radio Sensors). In: *tm-Technisches Messen/Plattform für Methoden, Systeme und Anwendungen der Messtechnik* 68 (2001), Nr. 5/2001, S. 240
- [91] SEIFERT, F. ; BULST, W. ; RUPPEL, C.: Mechanical sensors based on surface acoustic waves. In: *Sensors & Actuators: A. Physical* 44 (1994), Nr. 3, S. 231–239
- [92] MICHEL, J.: *Drehmomentmessung auf Basis funkabfragbarer Oberflächenwellen-Resonatoren*, Technische Universität München, Diss., 1995
- [93] PING, L. ; YUMEL, W.: An arbitrarily distributed tactile sensor array using piezoelectric resonator. In: *Instrumentation and Measurement Technology Conference IMTC-96. IEEE Conference Proceedings*. Bd. 1. Brussels, 1996, S. 502–505
- [94] TODA, K.: Characteristics of interdigital transducers for mechanical sensing and non-destructive testing. In: *Sensors & Actuators: A. Physical* 44 (1994), Nr. 3, S. 241–247
- [95] BREUER, B. ; STROTHJOHANN, T.: Der Darmstädter Reifensensor-Ein mechatronisches System zur Ermittlung dynamischer Größen im rotierenden Reifen. In: *KGK. Kautschuk, Gummi, Kunststoffe* (2002)
- [96] ZWICKER, T. et a.: Strain sensor with commercial SAWR. In: *Sensors & Actuators: A. Physical* 17 (1989), Nr. 1-2, S. 235–239
- [97] BAUMANN, E.: *Elektrische Kraftmesstechnik*. VEB Verlag Technik, 1976
- [98] HATZFELD, C.: *Drucksensoren für raue Umgebungsbedingungen mit magnetoelastischem Wirkprinzip*. Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Studienarbeit, 2007
- [99] KABELITZ, H.: *Entwicklung und Optimierung magnetoelastischer Sensoren und Aktuatoren*, Technische Universität Berlin, Diss., 1994
- [100] ISHIYAMA, K. ; IMAMURA, K. ; ARAI, K.: Smart actuator with magneto-elastic strain sensor. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* 242 (2002), S. 1163–1165
- [101] PASQUALE, M.: Mechanical sensors and actuators. In: *Sensors & Actuators: A. Physical* 106 (2003), Nr. 1-3, S. 142–148
- [102] AMOR, A. ; BUDDE, T. ; GATZEN, H.: A magnetoelastic microtransformer-based microstrain gauge. In: *Sensors & Actuators: A. Physical* 129 (2006), Nr. 1-2, S. 41–44
- [103] BELSKI, A. ; GATZEN, H.: Magnetoelastic Carbon Fiber Micro Strain Sensor.



- In: *Magnetics, IEEE Transactions on* 45 (2009), oct., Nr. 10, S. 4522 –4525
- [104] OWSTON, C.: Electrical properties of single carbon fibres. In: *Journal of Physics: D. Applied Physics* 3 (1970), S. 1615
- [105] GREENWOOD, J. ; LEBEDA, S. ; BERNASCONI, J.: The anisotropic electrical resistivity of a carbon fibre reinforced plastic disc and its use as a transducer. In: *Journal of Physics: E. Scientific Instruments* 8 (1975), S. 369
- [106] MÜLLER, M.: *Untersuchungen zu Kraft-Momenten-Sensoren auf Basis von Faser-Bragg-Gittern*, Technische Universität München, Diss., 2009
- [107] STÖHR, I. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: Auswertung resistiver Brücken bei minimierter Leistungsaufnahme. In: *tm-Technisches Messen/Plattform für Methoden, Systeme und Anwendungen der Messtechnik* (2012). – (submitted)
- [108] PHYSIK INSTRUMENTE (PI) GMBH: *Flächenwandlermodul*. <http://www.physikinstrumente.de/de/produkte/prdetail.php?sortnr=101790>. Version: 2010
- [109] CALVERT, P. ; PATRA, P. ; LO, T.C. ; CHEN, C.H. ; SAWHNEY, A. ; AGRAWAL, A.: Piezoresistive sensors for smart textiles. In: *Electroactive Polymer Actuators and Devices (EAPAD) 2007* (2007), S. 65241i–8
- [110] STAVROULIS, S.: *Rechnergestützter Entwurf von piezoresistiven Silizium-Drucksensoren mit realem mechanischem Wandler*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Diss., 2004
- [111] HOU, L.: *Erfassung und Kompensation von Fehlereffekten bei der statischen Kraftmessung mit monolithischen Nd:YAG-Laserkristallen*, Universität Kassel, Diss., 1999
- [112] ZAHOUT, C.: *Angepasste Signalverarbeitung für piezoresistive Drucksensoren*. Darmstadt, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Diss., Januar 2004
- [113] HOA, P. ; SUCHANECK, G. ; GERLACH, G.: Messunsicherheit piezoresistiver Sensoren. In: *tm-Technisches Messen/Plattform für Methoden, Systeme und Anwendungen der Messtechnik* 72 (2005), Nr. 2/2005, S. 77–82
- [114] NEBER, S.: *Piezoresistive Sensoren auf der Basis von III-V Halbleitern*, Universität Kassel, Diss., 2000
- [115] IVANOV, T.: *Piezoresistive cantilevers with an integrated bimorph actuator*, Universität Kassel, Diss., 2004
- [116] HALL, G.: The Electronic Structure of Diamond. In: *Phys. Rev.* 90 (1953), Nr. 2, S. 317

- [117] NEUGEBAUER, H.: Clausius-Mosotti Equation for Anisotropic Crystals. In: *Phys. Rev.* 88 (1952), Dec, Nr. 5, S. 1210
- [118] MATSUDA, K. ; SUZUKI, K. ; YAMAMURA, K. ; KANDA, Y.: Nonlinear piezo-resistance effects in silicon. In: *Journal of Applied Physics* 73 (1993), Nr. 4, S. 1838–1847
- [119] KANDA, Y.: A graphical representation of the piezoresistance coefficients in silicon. In: *IEEE Transactions on Electron Devices* 29 (1982), Nr. 1, S. 64–70
- [120] PARK, Sung-Jin ; DOLL, J. ; PRUITT, B.: Piezoresistive Cantilever Performance - Part I: Analytical Model for Sensitivity. In: *Microelectromechanical Systems, Journal of* 19 (2010), feb., Nr. 1, S. 137 –148
- [121] STEHLIN, P.: Strain distribution in and around strain gauges. In: *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design* 7 (1972), Nr. 3, S. 228–235
- [122] ROHRBACH, C. ; CZAICA, N.: Deutung des Mechanismus der Dehnungsmessstreifen und seiner wichtigsten Eigenschaften an Hand eines Modells. In: *Materialprüfung* Band 1 (4) (1959), S. 121–156
- [123] PERRY, C.: The resistance strain gage revisited. In: *Experimental mechanics* 24 (1984), Nr. 4, S. 286–299
- [124] CRAWLEY, E. ; DE LUIS, J.: Use of piezoelectric actuators as elements of intelligent structures. In: *AIAA Journal* 25 (1987), Nr. 10, S. 1373–1385
- [125] BÖHLER GMBH: *Böhler N700 ISO Extra - Nichtrostender Stahl 17-4PH*. <http://www.boehler.de/>. Version: 2012
- [126] STAHL BECKER GMBH: *Federbandstahl (nicht rostend) 1.4310*. <http://www.stahlbecker.de/>. Version: 2012
- [127] SCHOTT GMBH: *Glaslot G018-223*. <http://www.schott.de/>. Version: 2012
- [128] KNECHTEL, R.: *Halbleiterwaferbondverbindungen mittels strukturierter Glaszwischen-schichten zur Verkapselung oberflächenmikromechanischer Sensoren auf Wafer-ebene*, Technische Universität Chemnitz, Diss., 2005
- [129] GROSS, D. ; EHLERS, W. ; WRIGGERS, P.: *Elastostatik, Hydrostatik von: Formeln und Aufgaben zur technischen Mechanik*. 8. Berlin [u.a.] : Springer Verlag, 2007 (Springer-Lehrbuch)
- [130] TIMOSHENKO, S. ; GOODIER, J.: *Theory of elasticity*. 3rd. Mcgraw-Hill College, 1951
- [131] KURTZ, A. D.: Adjusting crystal characteristics to minimize temperature dependency. In: DEAN, M. (Hrsg.) ; DOUGLAS, R. D. (Hrsg.): *Semiconductor and conventional strain gages*. New York : Academic Press Inc., 1962

- [132] WERTHSCHÜTZKY, R.: *Mess- und Sensortechnik - Band III: Analoge Sensorelektronik*. Darmstadt : Vorlesungsskriptum, 2007
- [133] RANK, Holger ; HEITZ, Markus ; KRETSCHMANN, Andre ; MEHNER, Jan ; GESSNER, Thomas: Teststrukturen zur Messung der mechanischen Verformung in Sensorverpackungen. In: *8. Chemnitzer Fachtagung für Mikrotechnik, Mikromechanik & Mikroelektronik*, 2007
- [134] SCHOTTKY, W.: Über spontane Stromschwankungen in verschiedenen Elektrizitätsleitern. In: *Annalen der Physik* 362 (1918), Nr. 23, S. 541–567
- [135] MALLON, J. ; RASTEGAR, A. ; BARLIAN, A. ; MEYER, M. ; FUNG, T. ; PRUITT, B.: Low 1/f noise, full bridge, microcantilever with longitudinal and transverse piezoresistors. In: *Applied Physics Letters* 92 (2008), Nr. 3, S. 033508–033508
- [136] HOOGE, F. ; KLEINPENNING, T. ; VANDAMME, L.: Experimental studies on 1/f noise. In: *Reports on progress in Physics* 44 (1981), S. 479
- [137] HOOGE, F.: 1/f noise sources. In: *IEEE Transactions on Electron Devices* 41 (1994), Nr. 11, S. 1926–1935
- [138] HSU, S.: Surface state related noise in MOS transistors. In: *Solid-State Electronics* 13 (1970), Nr. 11, S. 1451 – 1459
- [139] VOSS, R. ; CLARKE, J.: Flicker (1/f) noise: Equilibrium temperature and resistance fluctuations. In: *Phys. Rev. B* 13 (1976), Jan, Nr. 2, S. 556–573
- [140] HARKEY, J. ; KENNY, T.: 1/f noise considerations for the design and process optimization of piezoresistive cantilevers. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 9 (2000), Nr. 2, S. 226–235
- [141] VANDAMME, L. ; OOSTERHOFF, S.: Annealing of ion-implanted resistors reduces the 1/f noise. In: *Journal of applied physics* 59 (1986), Nr. 9, S. 3169–3174
- [142] LEASURE, W. ; WOODRUFF, N. ; GRAVEL, C.: Glass-bonding techniques for semiconductor strain gages. In: *Experimental Mechanics* 11 (1971), Nr. 5, S. 235–240
- [143] KIESEWETTER, L. ; HOUDEAU, D. ; LÄPER, G. ; ZHANG, J.-M.: Wie belastbar ist Silizium in mikromechanischen Strukturen? In: *Feinwerktechnik und Messtechnik* 100 (1992), S. 249 – 254
- [144] WILDE, J. ; DEIER, E.: Thermomechanische Einflüsse der Chipklebung auf die Genauigkeit mikromechanischer Drucksensoren Teil 1: Simulation. In: *tm-Technisches Messen/Plattform für Methoden, Systeme und Anwendungen der Messtechnik* 70 (2003), Nr. 5/2003, S. 251–257
- [145] SCHIFFER, M.: *Piezoelektrischer MEMS Mass Flow Controller zur Dosierung von Flüssigkraftstoff*, Technische Universität Berlin, Diss., 2010

- [146] KIM, Y. ; KIM, Y. ; LEE, C. ; KWON, S.: Thin Polysilicon Gauge for Strain Measurement of Structural Elements. In: *Sensors Journal, IEEE* 10 (2010), Nr. 8, S. 1320–1327
- [147] DEN BESTEN, C. ; VAN HAL, R. ; MUNOZ, J. ; BERGVELD, P.: Polymer bonding of micro-machined silicon structures. (1992), S. 104–109
- [148] BAGDAHN, J. et al.: Fügen von Halbleitermaterialien mit reaktiven metallischen Zwischenschichten - Abschlussbericht des MNI-Projekts RetiBon. 2008. – Forschungsbericht
- [149] INDIUM CORPORATION: *NanoFoil and NanoBond*. <http://www.indium.com/techlibrary/whitepapers/>. Version: 2012
- [150] FROMMEYER, G. ; RABLBAUER, R.: High Temperature Materials Based on the Intermetallic Compound NiAl Reinforced by Refractory Metals for Advanced Energy Conversion Technologies. In: *steel research int.* 79 (2008), Nr. 7
- [151] MESCHEDER, U.: *Mikrosystemtechnik*. Vieweg + Teubner, 2004
- [152] LAUTERWALD, B. ; WOLTER, K.: *Verbundprojekt: IMEX - Implantierbare und extrakorporale modulare Mikrosystemplattform: Teilvorhaben: Biokompatible Aufbau- und Verbindungstechnik*. 2005 (Förderkonzept "Mikrosystemtechnik 2000+" des Bundesministeriums für Bildung und Forschung (BMBF))
- [153] ASCHENBRENNER, R. ; MIESSNER, R. ; REICHL, H.: Adhesive flip chip bonding on flexible substrates. (1997), S. 86–94
- [154] HABERLAND, J. ; KALLMAYER, C.: Ultra Thin Flip Chip Interconnects. In: *Frequenz* 58 (2004)
- [155] KÖNIG, M. ; KLINK, G. ; FEIL, M.: Fast flip chip assembly for reel-to-reel manufacturing. (2001), S. 319–323
- [156] FU, C. ; CHEN, S. ; BERGGREN, P. ; FAN, Q. ; DU, W. ; GANESH, B. ; LIU, J.: Optimization of stiffness for isotropic conductive adhesives. In: *International Symposium on Advanced Packaging Materials: Microtech, 2010. APM'10*. IEEE, 2010, S. 29–33
- [157] KANG, S. ; BUCHWALTER, S. ; LABIANCA, N. ; GELORME, J. ; PURUSHOTHAMAN, S. ; PAPATHOMAS, K. ; POLIKS, M.: Development of conductive adhesive materials for via fill applications. In: *IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies* 24 (2001), Nr. 3, S. 431–435
- [158] FELBA, J. ; FALAT, T.: Thermally Conductive Adhesives for Microelectronics - Barriers of Heat Transport. (2007), 16 2007-yearly 18, S. 228–233
- [159] LAI, H. ; LU, X. ; CHEN, S. ; FU, C. ; LIU, J.: A novel isotropic conductive adhesive with Ag flakes, BN and SiC nanoparticles. (2010), S. 49–53

- [160] VANFLETEREN, J. ; VANDECASTEELE, B. ; PODPROCKY, T.: Low temperature flip-chip process using ICA and NCA (isotropically and non-conductive adhesive) for flexible displays application. (2002), dec., S. 139–143
- [161] HABERLAND, J. ; BECKER, M. ; LÜTKE-NOTARP, D. ; KALLMAYER, C. ; ASCHENBRENNER, R. ; REICHL, H.: Ultrathin 3D ACA FlipChip-in-Flex Technology. In: *IMPAS Device Packaging Conference*, 2010
- [162] DIVIGALPITIYA, R.: Electrical Characteristics of Contacts Made With Anisotropic Conductive Adhesives: Current Density Distributions at the Contact. In: *IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies* 31 (2008), Nr. 1, S. 216–221
- [163] SONY CHEMICAL & INFORMATION DEVICE CORPORATION: *Anisotropic conductive Film (ACF)*. 2011
- [164] LI, Y. ; MOON, K.-S. ; WONG, C. P.: Novel lead free nanoscale nonconductive adhesive (NCA) for ultra-fine pitch interconnect applications. (2006), S. 7 pp.
- [165] FEIL, M. ; ADLER, C. ; HEMMETZBERGER, D. ; KONIG, M. ; BOCK, K.: The challenge of ultra thin chip assembly. In: *Proceedings of 54th Electronic Components and Technology Conference* Bd. 1 IEEE, 2004, S. 35–40
- [166] HEDGES, M. ; KARDOS, M. ; KING, B. ; RENN, M.: Aerosol-Jet Printing for 3-D Interconnects, Flexible Substrates and Embedded Passives. In: *Proceedings of the International Wafer Level Packaging Conference*, 2006
- [167] METTE, A. ; RICHTER, P. L. ; HÖRTEIS, M. ; GLUNZ, S. W.: Metal aerosol jet printing for solar cell metallization. In: *Progress in Photovoltaics: Research and Applications* 15 (2007), S. 621–627
- [168] ZHANG, Y. ; LIU, C. ; WHALLEY, D.: Direct-write techniques for maskless production of microelectronics: a review of current state-of-the-art technologies. In: *International Conference on Electronic Packaging Technology & High Density Packaging, 2009. ICEPT-HDP'09*. IEEE, 2009, S. 497–503
- [169] WOHLGEMUTH, C.: *Entwurf und galvanotechnische Fertigung metallischer Trennmembranen für mediengetrennte Drucksensoren*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Diss., 2008
- [170] TDK EPCOS AG: *Produktkatalog - Drucksensorserie C27*. <http://www.epcos.com/>. Version: 2012
- [171] LAFONTAINE, D.: *Making Accurate Voltage Noise and Current Noise Measurements on Operational Amplifiers Down to 0.1Hz*. Intersil AG, 2011
- [172] HAUGER, W. ; MANNL, V. ; WALL, W. ; WERNER, E.: *Aufgaben zur technischen Mechanik 1-3: Statik, Elastostatik, Kinetik*. Springer Verlag, 2008

- [173] HEINICKEL, P.: *Aufbau und Test eines piezoresistiven Kraftmesselementes für die intrakorporale Kraftmessung*. Studienarbeit, 2006
- [174] RAUSCH, J. ; HEINICKEL, P. ; MEISS, T. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: Development of a piezoresistive multi component force sensor for minimally invasive liver surgery. Berlin u.a. : de Gruyter, Januar 2007 (41. Jahrestagung der Deutschen Gesellschaft für Biomedizinische Technik)
- [175] HEINICKEL, P.: *Silizium-Hochdrucksensor-Messelement*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Diplomarbeit, September 2007
- [176] CACCAVALE, F. ; NATALE, C. ; SICILIANO, B. ; VILLANI, L.: Integration for the next generation: embedding force control into industrial robots. In: *IEEE Robotics Automation Magazine* 12 (2005), sept., Nr. 3, S. 53–64
- [177] ORTMAIER, T.: *Motion compensation in minimally invasive robotic surgery*, Technische Universität München, Diss., 2003
- [178] ZEMITI, N. ; MOREL, G. ; ORTMAIER, T. ; BONNET, N.: Mechatronic Design of a New Robot for Force Control in Minimally Invasive Surgery. In: *Mechatronics, IEEE/ASME Transactions on* 12 (2007), april, Nr. 2, S. 143–153
- [179] PUANGMALI, P. ; ALTHOEFER, K. ; SENEVIRATNE, L.D. ; MURPHY, D. ; DASGUPTA, P.: State-of-the-art in force and tactile sensing for minimally invasive surgery. In: *Sensors Journal, IEEE* 8 (2008), Nr. 4, S. 371–381
- [180] RÖSE, A.: *Parallelkinematische Mechanismen zum intrakorporalen Einsatz in der laparoskopischen Chirurgie*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Diss., 2011
- [181] RAUSCH, J. ; RÖSE, A. ; WERTHSCHÜTZKY, R. ; SCHLAAK, H. F.: INKOMAN - Analysis of mechanical behaviour of liver tissue during intracorporal interaction. Zürich, Schweiz, 2006 (Gemeinsame Jahrestagung der Deutschen, Österreichischen und Schweizerischen Gesellschaften für Biomedizinische Technik)
- [182] THEISEN-KUNDE, D. ; DANICKE, V. ; WENDT, M. ; BRINKMANN, R.: Temperature dependence of water absorption for wavelengths at 1920 nm and 1940 nm. In: *4th European Conference of the International Federation for Medical and Biological Engineering* Springer, 2009, S. 2228–2229
- [183] FISCHER, M. ; FOIK, D. ; HUMMEL, J. ; RIPP, F.: *Chirurgische Zange mit integrierter Kraftmessung, Praktische Entwicklungsmethodik IV*. Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Projektseminar, 2011
- [184] KASSNER, S. ; RAUSCH, J. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: System Design of a Haptic

- Laparoscopic Telemanipulation System. In: *Biomedizinische Technik* 55 (2010)
- [185] OKAMURA, Simone C. A.: Force Modeling for Needle Insertion Into Soft Tissue. In: *IEEE Transactions on Biomedical Engineering* 51 (2004)
- [186] CHANTHASOPEEPHAN, T. ; DESAI, J. P. ; LAU, A. C.: Measuring Forces in Liver Cutting: New Equipment and Experimental Results. In: *Annals of Biomedical Engineering* 31 (2003), S. 1372–1382
- [187] BÜHLER, J.: *Biomechanik von Weichteilgewebe*. Seminarunterlagen, Leibniz Universität Hannover, 2003
- [188] GREENISH, S. ; HAYWARD, V. ; CHIAL, V. ; OKAMURA, A. ; STEFFEN, T.: Measurement, analysis and display of haptic signals during surgical cutting. In: *Teleoperators and Virtual Environments* 6 (2002), S. pp. 626–651
- [189] BROWN, J.: *In Vivo and Post Mortem Biomechanics of Abdominal Organs under Compressive Loads: Experimental Approach in a Laparoscopic Surgery Setup*, University of Washington, Diss., 2003
- [190] DOSHER, J. ; LEE, G. ; HANNAFORD, B.: How low can you go? Detection thresholds for small haptic effects. In: *Proceedings USC Workshop on Haptic Interactions*, 2001
- [191] DOERRER, C.: *Entwurf eines elektromechanischen Systems für flexibel konfigurierbare Eingabefelder mit haptischer Rückmeldung*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Diss., 2004
- [192] KERN, T.: *Haptisches Assistenzsystem für diagnostische und therapeutische Katheterisierungen*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Diss., 2006
- [193] RAUSCH, J.: Kraftsensorentwurf. In: KERN, T. (Hrsg.): *Entwicklung Haptischer Geräte: Ein Einstieg für Ingenieure*. Springer Verlag Technik, 2008
- [194] ROSEN, J. ; RICHARDS, C. ; HANNAFORD, B. ; PELLEGRINI, C. ; SINANAN, M.: Skills evaluation in minimally invasive surgery using force/torque signatures. In: *Surgical Endoscopy* 14. Springer Verlag, 2000
- [195] CHAO, L. ; CHEN, K.: Shape optimal design and force sensitivity evaluation of six-axis force sensors. In: *Sensors & Actuators: A. Physical* 63 (1997), Nr. 2, S. 105–112
- [196] TIBREWALA, A. ; PHATARALAOHA, A. ; BÜTTGENBACH, S.: Simulation, fabrication and characterization of a 3D piezoresistive force sensor. In: *Sensors & Actuators: A. Physical* 147 (2008), Nr. 2, S. 430–435
- [197] ODDO, C. ; VALDASTRI, P. ; BECCAI, L. ; ROCCELLA, S. ; CARROZZA, M. ; DARIO, P.: Investigation on calibration methods for multi-axis, linear and redun-

- dant force sensors. In: *Measurement Science and Technology* 18 (2007), S. 623
- [198] BRAY, A. ; BARBATO, G. ; LEVI, R.: *Theory and practice of force measurement*. Academic Press Inc., 1990 (Monographs in physical measurement)
- [199] SEIBOLD, U. ; HIRZINGER, G.: A 6-axis force/torque sensor design for haptic feedback in minimally invasive robotic surgery. In: *MICROtec 2nd VDE World Microtechnologies Congress*, 2003, S. 239–244
- [200] PEIRS, J. ; CLIJNEN, J. ; REYNAERTS, D. ; VAN BRUSSEL, H. ; HERIJGERS, P. ; CORTEVILLE, B. ; BOONE, S.: A micro optical force sensor for force feedback during minimally invasive robotic surgery. In: *Sensors & Actuators: A. Physical* 115 (2004), Nr. 2-3, S. 447–455
- [201] LIU, S. ; TZO, H.: A novel six-component force sensor of good measurement isotropy and sensitivities. In: *Sensors & Actuators: A. Physical* 100 (2002), S. 223–230
- [202] DENG, X. ; YANG, W. ; SHEN, H. ; YU, Y. ; GE, Y. ; SUN, J.: A distributing and decoupling method of microminiature multi-dimension robot finger force sensor. In: *IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics, ROBIO IEEE*, 2007, S. 1517–1522
- [203] YOUNG, W.C. ; BUDYNAS, R.G.: *Roark's formulas for stress and strain*. Bd. 6. McGraw-Hill New York, 2002
- [204] KERN, T. A. ; MECKEL, O.: Internal Structure of Haptic Systems. In: KERN, Thorsten A. (Hrsg.): *Engineering Haptic Devices*. Springer Verlag, 2009, S. 95–110
- [205] STREIT, F.: *Auslegung und Optimierung von Verformungskörperstrukturen für die mehrdimensionale Kraftmessung in minimalinvasiven Instrumenten*. Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Studienarbeit, 2010
- [206] RIEDEL, M.: *Integration einer 3-DoF-Kraftsensorik in ein haptisches Telemanipulationssystem für die Laparoskopie*. Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Bachelorarbeit, 2011
- [207] VALDASTRI, P. ; ROCCELLA, S. ; BECCAI, L. ; CATTIN, E. ; MENCIASSI, A. ; CARROZZA, M.C. ; DARIO, P.: Characterization of a novel hybrid silicon three-axial force sensor. In: *Sensors & Actuators: A. Physical* 123–124 (2005), S. 249–257. – Eurosensors XVIII 2004 - The 18th European conference on Solid-State Transducers
- [208] BERKELMAN, P. ; WHITCOMB, L. ; TAYLOR, R. ; JENSEN, P.: A miniature microsurgical instrument tip force sensor for enhanced force feedback during robot-assisted manipulation. In: *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 19



- (2003), oct., Nr. 5, S. 917–921
- [209] VOYLES, R. ; MORROW, J. ; KHOSLA, P.: The shape from motion approach to rapid and precise force/torque sensor calibration. In: *Transactions of the ASME-G-Journal of Dynamic Systems Measurement and Control* 119 (1997), Nr. 2, S. 229–235
- [210] KIM, K. ; SUN, Y. ; VOYLES, R. ; NELSON, B. J.: Calibration of multi-axis MEMS force sensors using the shape-from-motion method. In: *Sensors Journal, IEEE* 7 (2007), Nr. 3, S. 344–351
- [211] SCHÜTZE, R. ; GOETTING, H.: Adaptive Lightweight CFRP Strut for Active Vibration Damping in Truss Structures. In: *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* 7 (1996), S. 433–440
- [212] JANOCHA, H.: Adaptronics and smart structures: basics, materials, design, and applications. (1999)
- [213] HOROSCHENKOFF, A. ; KLEIN, S. ; HAASE, I.: Structural integration of strain gages. In: *Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH (HBM), Darmstadt, Germany* (2006)
- [214] HATZFELD, C. ; RAUSCH, J. ; KARSTEN, R. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: Strain measurement on stiff structures – Experimental comparison of three integrated measurement principles. In: *Proceedings of Adaptronic Congress*, 2011
- [215] RAUSCH, J. ; HATZFELD, C. ; KARSTEN, R. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: Strain measurement on stiff structures - Experimental evaluation of three integrated measurement principles. In: *Smart Materials and Structures* (2012)
- [216] IBIS, M. ; GRIESHEIMER, S. ; SALUN, L. ; RAUSCH, J. ; GROCHE, P.: Sheet metal hydroforming of functional composite structures. In: *Proceedings of SPIE* (2011)
- [217] FLASCHENTRÄGER, D. ; THIEL, J. ; RAUSCH, J. ; ATZRODT, H. ; HEROLD, S. ; MELZ, T. ; WERTHSCHÜTZKY, R. ; HANSELKA, H.: Implementation and Characterisation of the Dynamic Behaviour of a Three-dimensional Truss Structure for Evaluating Smart Devices. In: *24th International Conference on Noise and Vibration engineering (ISMA2010)*, 2010
- [218] BAI, J. ; ZHANG, Z. Z. ; CALATA, J. ; LU, G.-Q.: Low-Temperature Sintered Nanoscale Silver as a Novel Semiconductor Device-Metallized Substrate Interconnect Material. In: *Components and Packaging Technologies* 29 (2006), S. 589–593
- [219] KIPPHAN, H.: *Handbuch der Printmedien: Technologien und Produktionsverfahren*. Springer Verlag, 2000
- [220] CAGLAR, U.: *Studies of Inkjet Printing Technology with Focus on Electronic Materials*, Tampere University of Technology, Diss., 2009

- [221] LANG, U.: *Experimental methods for evaluating the mechanical properties of thin layers of intrinsically conductive polymers*, ETH Zürich, Diss., 2008
- [222] SRICHAN, C. ; SAIKRAJANG, T. ; LOMAS, T. ; JOMPHOAK, A. ; MATUROS, T. ; PHOKARATKUL, D. ; KERDCHAROEN, T. ; TUANTRANONT, A.: Inkjet printing PEDOT: PSS using desktop inkjet printer. In: *6th International Conference on Electrical Engineering/Electronics, Computer, Telecommunications and Information Technology, 2009. ECTI-CON 2009*. Bd. 1 IEEE, 2009, S. 465–468
- [223] HU, N. ; KARUBE, Y. ; FUKUNAGA, H.: A Strain Sensor from a Polymer/Carbon Nanotube Nanocomposite. (2010), S. 77–86
- [224] KUS, M. ; OKUR, S.: Electrical characterization of PEDOT: PSS beyond humidity saturation. In: *Sensors & Actuators: B. Chemical* 143 (2009), Nr. 1, S. 177–181
- [225] ILSCHNER, B. ; SINGER, R.: *Werkstoffwissenschaften und Fertigungstechnik: Eigenschaften, Vorgängen, Technologien*. Springer Verlag, 2010
- [226] LOTZ, P.: *Dielektrische Elastomerstapelaktoren für ein peristaltisches Fluidfördersystem*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Diss., Dezember 2009
- [227] SON, H. J. ; KWON, I. W. ; LEE, H. C.: Passivation Effect for the Reduction of  $1/f$  Noise in Poly(3,4-ethylenedioxythiophene):Poly(styrene sulfonate) Thin Films Based on Uncooled Type Microbolometer Applications. In: *Applied Physics Express* 2 (2009), Nr. 4, S. 041501
- [228] COLLINS, P. ; FUHRER, M. ; ZETTL, A.:  $1/f$  noise in carbon nanotubes. In: *Applied Physics Letters* 76 (2000), S. 894
- [229] NARDES, A.: *On the conductivity of PEDOT: PSS thin films*, Technische Universität Eindhoven, Diss., 2007
- [230] MERKEL, M. ; THOMAS, K.: *Taschenbuch der Werkstoffe*. Hanser Verlag, 2008
- [231] RAUSCH, J. ; HEINICKEL, P. ; WERTHSCHÜTZKY, R. ; KOEGEL, B. ; ZOGAL, K. ; MEISSNER, P.: Experimental Comparison of Piezoresistive MEMS and Fiber Bragg Grating Strain Sensors. In: *8th Annual IEEE Conference on Sensors*, 2009
- [232] SABIRIN, C. ; RAUSCH, J. ; RÖGLIN, T. ; MAYER, D.: Schwingungsminderung an einer Tragwerkstruktur mit Hilfe Adaptiver Tilger. In: *37. Deutsche Jahrestagung für Akustik*, 2011
- [233] SEIPEL, C.: *Entwurf und Charakterisierung gedruckter piezoresistiver Dehnungssensoren aus Polysiloxan-CNT-basierten Kompositen*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Diplomarbeit, 2011

- [234] KAMMEYER, K.: *Nachrichtenübertragung*. Vieweg + Teubner, 2008
- [235] GEORGI, B.: *Drucken funktionaler Interdigitalstrukturen mittels Siebdruckverfahren*. Technische Universität Darmstadt, Institut für Druckmaschinen und Druckverfahren, Studienarbeit, 2008
- [236] SINGH, M. ; HAVERINEN, H. ; DHAGAT, P. ; JABBOUR, G.: Inkjet printing—process and its applications. In: *Advanced Materials* 22 (2010), S. 673–685
- [237] SOMEYA., T. ; SEKITANI, T.: Printed skin-like large-area flexible sensors and actuators. In: *Procedia Chemistry* 1 (2009), S. 9–12



# Eigene Veröffentlichungen

- [BR09a] BOUSONVILLE, M. ; RAUSCH, J.: Reference Signal Generation with Direct Digital Synthesis for FAIR. Venezia, August 2009 (11th International Conference on Heavy Ion Accelerator Technology)
- [BR09b] BOUSONVILLE, M. ; RAUSCH, J.: Universal picosecond timing system for the Facility for Antiproton and Ion Research., 2009 (Phys. Rev. ST Accel. Beams Nr. 4 , Bd. 12 (2009) American Physical Society , S. 042801)
- [FTR<sup>+</sup>10] FLASCHENTRÄGER, D. ; THIEL, J. ; RAUSCH, J. ; ATZRODT, H. ; HEROLD, S. ; MELZ, T. ; WERTHSCHÜTZKY, R. ; HANSELKA, H.: Implementation and Characterisation of the Dynamic Behaviour of a Three-dimensional Truss Structure for Evaluating Smart Devices. In: *24th International Conference on Noise and Vibration engineering (ISMA2010)*, 2010
- [GSD<sup>+</sup>10] GRIESHEIMER, S. ; SALUN, L. ; DÖRSAM, E. ; GÖTZ, P. ; IBIS, M. ; RAUSCH, J.: Forming limit curves of flexible sensors on metal surfaces. In: *Large-area, Organic & Printed Electronics Convention (LOPE-C)*, 2010
- [HRKW11] HATZFELD, C. ; RAUSCH, J. ; KARSTEN, R. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: Strain measurement on stiff structures – Experimental comparison of three integrated measurement principles. In: *Proceedings of Adaptronic Congress*, 2011
- [IGS<sup>+</sup>11] IBIS, M. ; GRIESHEIMER, S. ; SALUN, L. ; RAUSCH, J. ; GROCHE, P.: Sheet metal hydroforming of functional composite structures. In: *Proceedings of SPIE* (2011)
- [KRKW08] KASSNER, S. ; RAUSCH, J. ; KOHLSTEDT, A. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: Analysis of mechanical properties of liver tissue as a design criterion for the development of a haptic laparoscopic tool. In: *4th European Congress for Medical and Biomedical Engineering 2008. Proceedings. 23- 27 November, Antwerpen, Belgium*, 2008
- [KRW10] KASSNER, S. ; RAUSCH, J. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: System Design of a Haptic Laparoscopic Telemanipulation System. In: *Biomedizinische Technik* 55 (2010)

- [Rau08] RAUSCH, J.: Kraftsensorentwurf. In: KERN, T. (Hrsg.): *Entwicklung Haptischer Geräte: Ein Einstieg für Ingenieure*. Springer Verlag Technik, 2008
- [Rau09] RAUSCH, J.: Force sensor design. In: KERN, T. A. (Hrsg.): *Engineering Haptic Devices*. Springer Verlag, 2009, S. 313 – 358
- [RHKW12] RAUSCH, J. ; HATZFELD, C. ; KARSTEN, R. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: Strain measurement on stiff structures - Experimental evaluation of three integrated measurement principles. In: *Smart Materials and Structures* (2012)
- [RHMW07] RAUSCH, J. ; HEINICKEL, P. ; MEISS, T. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: Development of a piezoresistive multi component force sensor for minimally invasive liver surgery. Berlin u.a. : de Gruyter, Januar 2007 (41. Jahrestagung der Deutschen Gesellschaft für Biomedizinische Technik)
- [RHW+09] RAUSCH, J. ; HEINICKEL, P. ; WERTHSCHÜTZKY, R. ; KOEGEL, B. ; ZOGAL, K. ; MEISSNER, P.: Experimental Comparison of Piezoresistive MEMS and Fiber Bragg Grating Strain Sensors. In: *8th Annual IEEE Conference on Sensors*, 2009
- [RRWS06] RAUSCH, J. ; RÖSE, A. ; WERTHSCHÜTZKY, R. ; SCHLAAK, H. F.: IN-KOMAN - Analysis of mechanical behaviour of liver tissue during intracorporal interaction. Zürich, Schweiz, 2006 (Gemeinsame Jahrestagung der Deutschen, Österreichischen und Schweizerischen Gesellschaften für Biomedizinische Technik)
- [RSG+11a] RAUSCH, J. ; SALUN, L. ; GRIESHEIMER, S. ; IBIS, M. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: Printed piezoresistive strain sensors for monitoring of light-weight structures. In: *SENSOR & TEST Conference*, 2011, S. 216–221
- [RSG+11b] RAUSCH, J. ; SALUN, L. ; GRIESHEIMER, S. ; IBIS, M. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: Printed resistive strain sensors for monitoring of lightweight structures. In: *Proceedings of SPIE* Bd. 7982, 2011
- [RSGW12] RAUSCH, J. ; SALUN, L. ; GRIESHEIMER, S. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: Piezoresistive Dehnungsmesselemente für adaptronische Systeme. In: *tm-Technisches Messen/Plattform für Methoden, Systeme und Anwendungen der Messtechnik* (2012). – submitted
- [RW08] RAUSCH, J. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: Development of Piezoresistive Strain Gauges for Multi-Component Force Measurement in Minimally Invasive Surgery. In: *Proceedings of EuroSensors 2008*. Dresden, Oktober 2008
- [RW09] RAUSCH, J. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: A Miniaturised Piezoresistive Multi-Component Force Sensor for Minimally Invasive Surgery. In: *Sensor&Test*

*Conference 2009. Proceedings Sensor, Volume I., 2009*

- [RW10] RAUSCH, J. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: Design und Test miniaturisierter, piezoresistiver Silizium-Dehnmesselemente. In: *AHMT XXIV Messtechnisches Symposium*, 2010, S. 231–241
- [SGG<sup>+</sup>10] SALUN, L. ; GRIESHEIMER, S. ; GÖTZ, P. ; IBIS, M. ; RAUSCH, J.: Mechanical and electrical stability of printed layers against mechanical deformation. In: *Large-area, Organic & Printed Electronics Convention (LOPE-C) 2010*, 2010
- [SRRM11] SABIRIN, C. ; RAUSCH, J. ; RÖGLIN, T. ; MAYER, D.: Schwingungsminderung an einer Tragwerkstruktur mit Hilfe Adaptiver Tilger. In: *37. Deutsche Jahrestagung für Akustik*, 2011
- [SWE<sup>+</sup>07] SCHLAAK, H. F. ; WERTHSCHÜTZKY, R. ; EICHER, D. ; RÖSE, A. ; RAUSCH, J. ; STÖHR, I.: Im Kleinen ganz groß : mikroelektromechanische Systeme. In: *thema Forschung. Technische Universität Darmstadt* Bd. 12 (2007), Januar, S. 44–50

# Erfindungen

- [HRK12] HATZFELD, C. ; RAUSCH, J. ; KASSNER, S.: *Haptischer Kraftsensor mit selbstadaptierender Auflösung*. 2012. – Eingereichte Erfindung, Veröffentlichung am 13.08.2013
- [MPR<sup>+</sup>10] MEISS, T. ; PORTEBOEUF, T. ; RAUSCH, J. ; ROSSNER, T. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: *Schnittstellen-IC zur Steuerung und Auswertung mehrerer Wandler*. 2010. – EP0000002402830A1, WO002012001168A1
- [SRB<sup>+</sup>09] SCHÄFFER, A. ; RETTIG, A. ; BISLER, A. ; BOCKHOLD, U. ; KERN, T. A. ; RAUSCH, J. ; KRAMER, M.: *Vorrichtung zur Beeinflussung der Kopfbewegung einer Person*. 2009. – DE102004020817B4



## Betreute studentische Arbeiten

- [Boh07] BOHNE, L.: *Entwicklung und Aufbau einer Testumgebung zur Beurteilung der Eignung von Sensoren zur Tumordetektion*. Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Studienarbeit, Februar 2007
- [BQMW07] BACHMANN, M. ; QUEDNAU, S. ; MATICH, S. ; WANG, Y.: *Automatisierung eines Messtandes zur Beurteilung der Eignung von Kraftsensoren zur Tumordetektion, Praktische Entwicklungsmethodik II*. Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Projektseminar, 2007
- [EFNS07] ECKE, C. ; FROHNAPFEL, A. ; NOTTRODT, O. ; SCHWAMB, P.: *Entwicklung eines MEMS-Beschleunigungssensors aus SU-8, Praktische Entwicklungsmethodik III*. Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Projektseminar, 2007
- [Hei06] HEINICKEL, P.: *Aufbau und Test eines piezoresistiven Kraftmesselementes für die intrakorporale Kraftmessung*. Studienarbeit, 2006
- [HSNS10] HIELSCHER, J. ; STEFANOVA, N. ; NAKIC, C. ; SCHÖNBACH, T.: *Entwurf und Aufbau eines Drei- und Vier-Punktbiegeversuchs zur Charakterisierung von Dehnungssensoren, Praktische Entwicklungsmethodik III*. Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Projektseminar, 2010
- [Int08] INTERWIES, S.: *Aufbau und Test eines Kraftmesselementes in Dickschichttechnologie für die intrakorporale Kraftmessung*. Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Studienarbeit, 2008
- [Lec06] LECHNER, P.: *Konzept zur Integration einer Kraftsensorik in einen minimalinvasiven intrakorporalen Manipulator*. Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Studienarbeit, 2006
- [Rie11] RIEDEL, M.: *Integration einer 3-DoF-Kraftsensorik in ein haptisches Tele-*

- manipulationssystem für die Laparoskopie*. Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Bachelorarbeit, 2011
- [Roh07] ROHM, M.: *Automatisierung und Inbetriebnahme eines Messplatzes zur statischen und dynamischen Vermessung von miniaturisierten Kraftsensoren*. Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Studienarbeit, 2007
- [Sei10] SEILER, C.: *Entwurf, Auslegung und Test eines gedruckten, resistiven Dehnungssensors*. Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Studienarbeit, 2010
- [Sei11] SEIPEL, C.: *Entwurf und Charakterisierung gedruckter piezoresistiver Dehnungssensoren aus Polysiloxan-CNT-basierten Kompositen*, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Diplomarbeit, 2011
- [Str10] STREIT, F.: *Auslegung und Optimierung von Verformungskörperstrukturen für die mehrdimensionale Kraftmessung in minimalinvasiven Instrumenten*. Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Studienarbeit, 2010

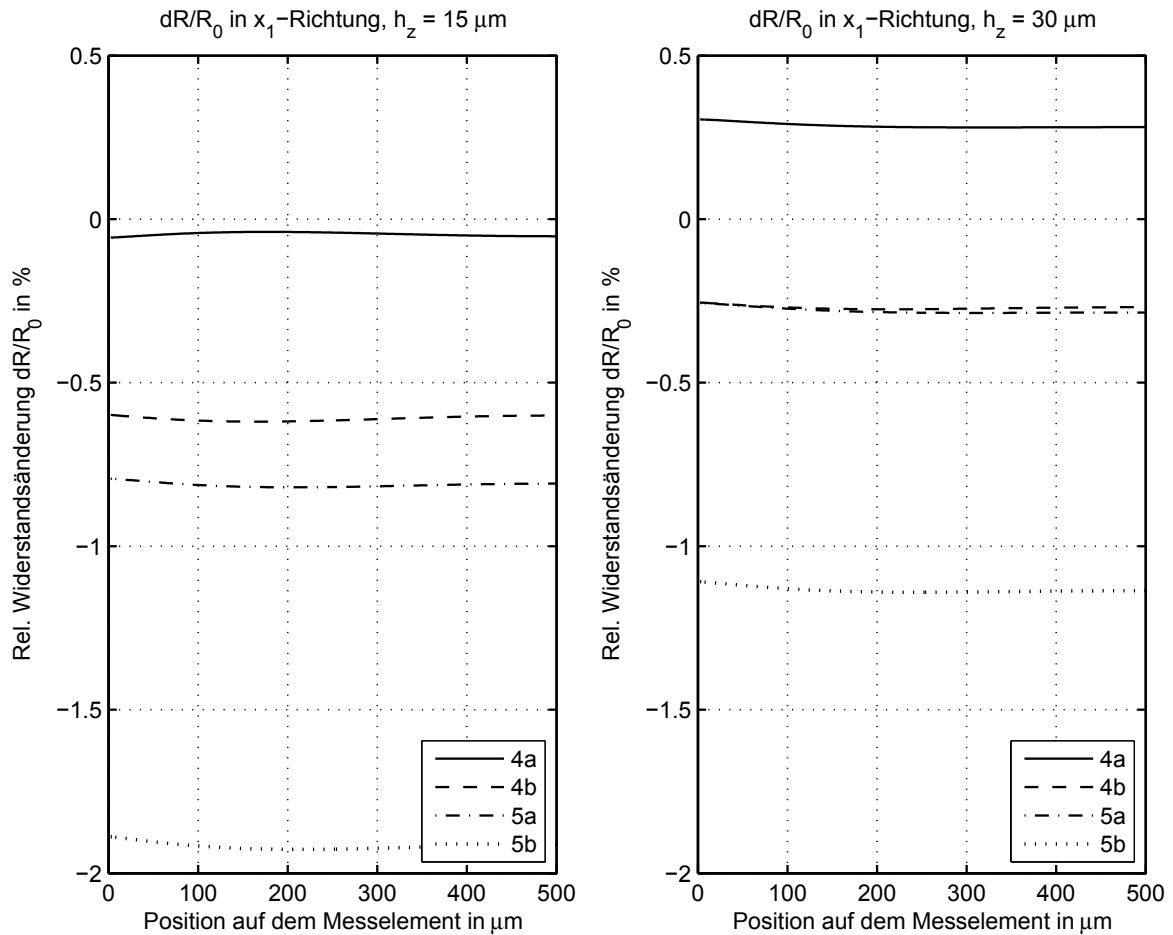
# A Ergänzungen zur Struktursimulation

Zur Auslegung der piezoresistiven Dehnungsmesselemente wird eine Struktursimulation (Ansys Workbench 13, ANSYS, Inc., USA) durchgeführt. Das Simulationsszenario ist ein einseitig eingespannter Biegebalken ( $l_B = 10 \text{ mm}$ ,  $b_B = 1,4 \text{ mm}$ ,  $h_B = 2 \text{ mm}$ ). Der Balken wird mit einer Kraft  $|F| = 5 \text{ N}$  in  $x_2$ - bzw.  $x_3$ -Richtung belastet, um eine Längsdehnung von  $S_1 \approx 3 \cdot 10^{-4} \text{ m/m}$  an der Balkenoberfläche zu erzeugen. In Abhängigkeit der Parameter  $l_M$ ,  $h_M$ ,  $h_Z$  und  $E_Z$  werden die sich ergebenden mechanischen Spannungen in Längs- und Querrichtung des Siliziumelements analysiert. Die folgenden vier Abbildungen visualisieren den Verlauf der relativen Widerstandsänderung für quer zur Hauptdehnungsrichtung orientierte Widerstandsgebiete entlang des jeweiligen Pfades (vgl. Abb. 3.12).

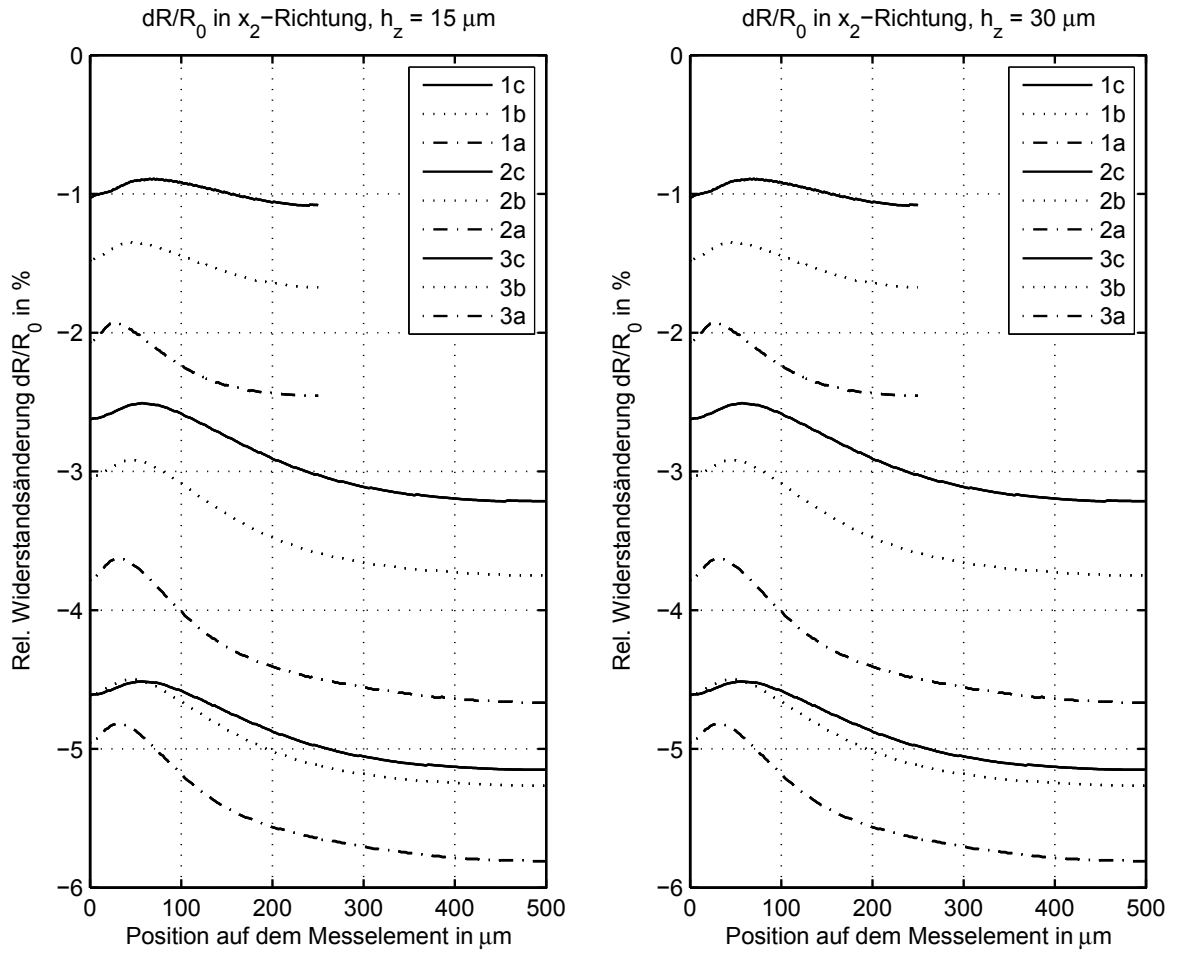
**Tabelle A.1:** Abmessungen der im Rahmen der Struktursimulation untersuchten Sensorvarianten. Es werden nur Länge, Breite sowie Dicke der Elemente variiert.

Variante	$h_M$ in $\mu\text{m}$	$l_M$ in mm	$b_M$ in mm	Bemerkung
1a, 1b, 1c	30, 50, 68	0,5	0,5	flächiger Kontakt
2a, 2b, 2c	30, 50, 68	1	1	flächiger Kontakt
3a, 3b, 3c	30, 50, 68	2	1	flächiger Kontakt
4a, 4b	350 (30, 68)	2 (1)	1	Messplatte entkoppelt
5a, 5b	350 (30, 68)	1.8 (1)	1	Messplatte entkoppelt

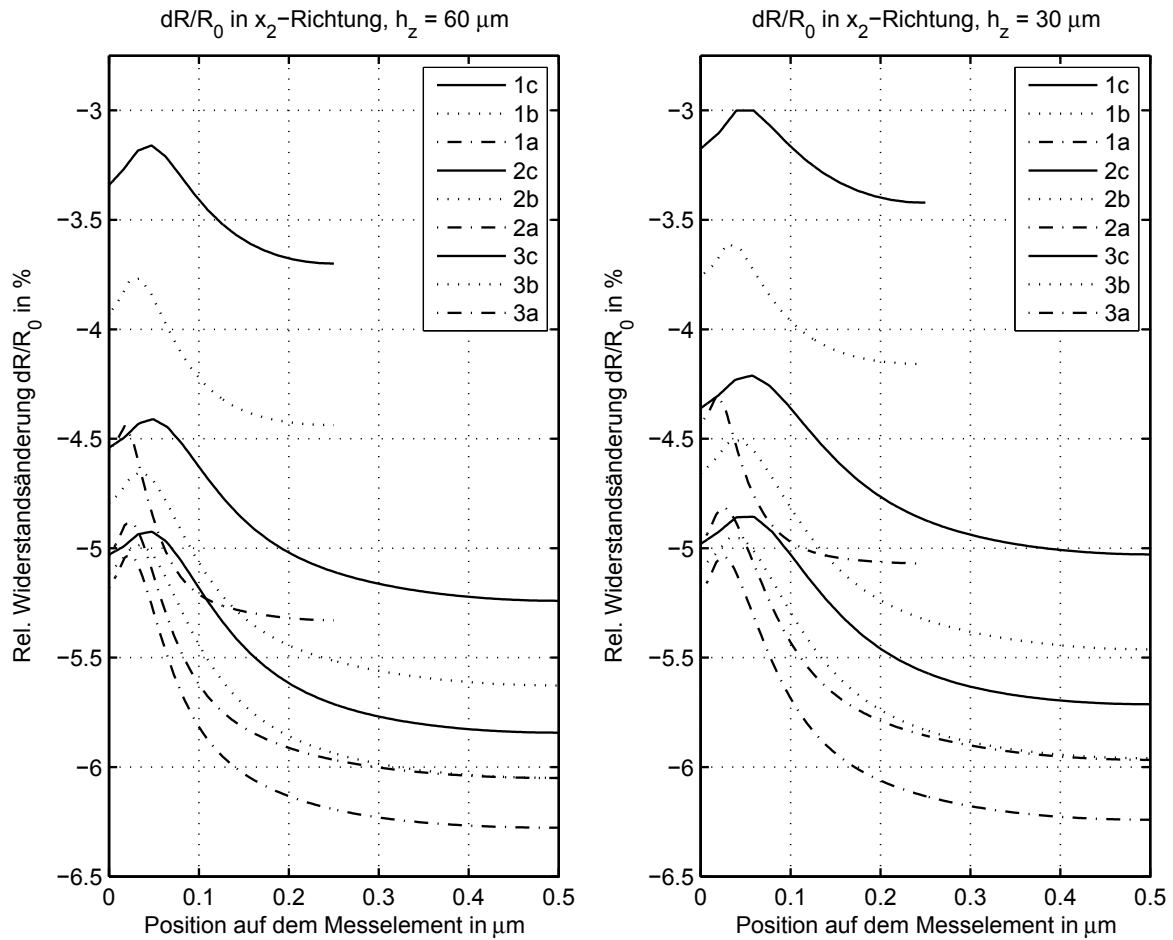
Unter der Annahme einer optimalen Dehnungsübertragung ergeben sich die in Abbildung A.5 und A.4 dargestellten Verläufe. Hierzu wurden das Messelement direkt, d.h. ohne eine Zwischenschicht mit dem Biegebalken verbunden. In diesem Fall treten in der Brückenstruktur (Variante 4) die höchsten relativen Widerstandsänderungen auf.



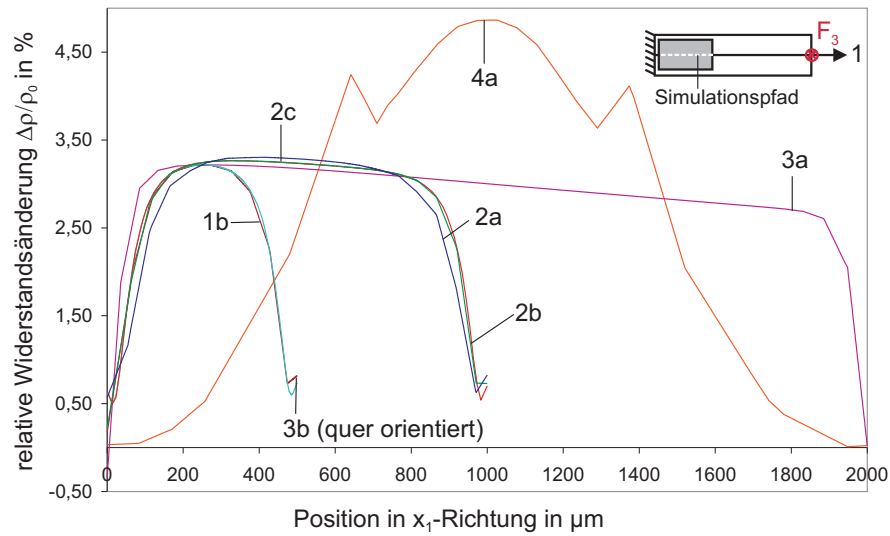
**Abb. A.1:** Relative Widerstandsänderung für in Querrichtung orientierte Widerstände der Elemente mit entkoppelter Messplatte für eine Nennkraftbelastung in  $x_3$ -Richtung. Der Pfad verläuft in  $x_2$ -Richtung von der Außenkante bis zur Messelementmitte (Abb. 3.12(a), Pfad 2, Abschnitt 3.3.1). Als Zwischenschichtmaterial wurde Epoxidharz angenommen und die Schichtdicke in zwei Stufen ( $15 \mu m$ ,  $30 \mu m$ ) variiert.



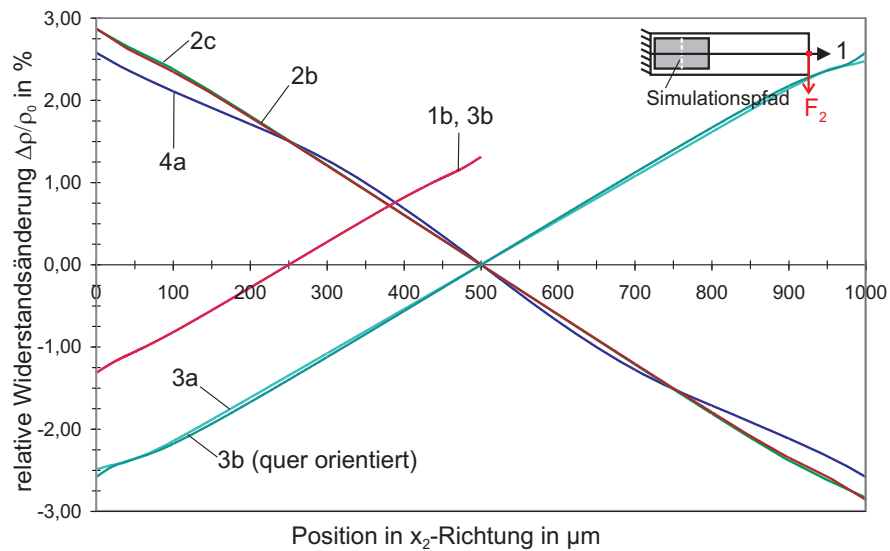
**Abb. A.2:** Relative Widerstandsänderung für in Querrichtung orientierte Widerstände der vollflächig angekoppelten Elemente für eine Nennkraftbelastung in  $x_3$ -Richtung. Der Pfad verläuft in  $x_2$ -Richtung von der Außenkante bis zur Messelementmitte (Abb. 3.12(a), Pfad 2, Abschnitt 3.3.1). Als Zwischenschichtmaterial wurde Epoxidharz angenommen und die Schichtdicke in zwei Stufen ( $15 \mu m$ ,  $30 \mu m$ ) variiert.



**Abb. A.3:** Relative Widerstandsänderung für in Längsrichtung orientierte Widerstände der vollflächig angekoppelten Elemente für eine Nennkraftbelastung in  $x_3$ -Richtung. Der Pfad verläuft in  $x_2$ -Richtung von der Außenkante bis zur Messelementmitte (Abb. 3.12(a), Pfad 2, Abschnitt 3.3.1). Als Zwischenschichtmaterial wurde Glaslot angenommen und die Schichtdicke in zwei Stufen ( $60 \mu\text{m}$ ,  $30 \mu\text{m}$ ) variiert.



**Abb. A.4:** Relative Widerstandsänderung für in Längsrichtung orientierte Widerstände für eine Nennkraftbelastung in  $x_3$ -Richtung. Die erzeugte Dehnung beträgt etwa  $2 \cdot 10^{-4}$  m/m. Das Messelement ist direkt mit dem Biegebalken ohne eine Zwischenschicht verbunden. Die Topologie der untersuchten Varianten ist in Tabelle A.1 zu finden.



**Abb. A.5:** Relative Widerstandsänderung für in Längsrichtung orientierte Widerstände für eine Nennkraftbelastung in  $x_2$ -Richtung. Die erzeugte Dehnung beträgt etwa  $2 \cdot 10^{-4}$  m/m. Das Messelement ist direkt mit dem Biegebalken ohne eine Zwischenschicht verbunden. Die Topologie der untersuchten Varianten ist in Tabelle A.1 zu finden.





## B Ergänzung zur Eigenstörung

### Rauschen

Durch das *Rauschen* werden statistische Schwankungen des Sensorausgangssignals beschrieben, welche u.a. die minimal detektierbare Dehnung piezoresistiver Sensoren bestimmen [10, 113, 115]. Zur Quantifizierung der Schwankungen muss das Ausgangssignal eines Sensors als statistische Größe, die durch ihren zeitlichen sowie Ensemble-Mittelwert charakterisiert ist, betrachtet werden. So kann die Spannung als stochastisches Signal  $u_S(t)$ , das um seinen zeitlichen Mittelwert  $E(u_S(t))$  statistisch verteilt schwankt, interpretiert werden [136]:

$$u_S(t) = E(u_S(t)) + \Delta u_S(t). \quad (\text{B.1})$$

Die erwarteten Mittelwerte erster und zweiter Ordnung sind folgendermaßen definiert:

$$E(u_S(t)) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_{-T/2}^{T/2} u_S(t) dt, \quad (\text{B.2})$$

$$E(u_S^2(t)) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_{-T/2}^{T/2} u_S^2(t) dt. \quad (\text{B.3})$$

Der Rauschprozess piezoresistiver Sensoren wird als stationär und ergodisch angenommen, wobei gilt, dass der Mittelwert zweiter Ordnung des variierenden Anteils  $E(\Delta u_S(t)^2)$  für  $T \rightarrow \infty$  konstant ist [136]. Somit kann  $\Delta u_S(t)$  als FOURIER-Reihe entwickelt werden:

$$\Delta u_S(t) = \sum a_i \cdot e^{j2\pi f_i t} + a_i^* \cdot e^{-j2\pi f_i t}, \quad (\text{B.4})$$

wobei  $a_i$  die fluktuierenden Amplituden sind [136]. Wird nun das Rauschen messtechnisch für eine beliebige Frequenz  $f_i$  erfasst, so wird für  $t \rightarrow \infty$  der zeitliche Mittelwert  $E(\Delta u_S(t))$  zu null, und der zeitliche Mittelwert des quadrierten Anteils konvergiert zu  $E(\Delta u_S(t)^2) = 2 \cdot E(a_i \cdot a_i^*)$  und beschreibt den durch das Rauschen hervorgerufenen Signalbeitrag [136]. Wird das gemessene Signal auf die Bandbreite  $B = 1$  Hz bezogen, so spricht man von der spektralen Leistungsdichte  $L_n(f)$ , bzw. Rauschleistungsdichte [136, 234]. Diese wird durch die Fouriertransformierte der Autokorrelationsfunktion

$A_u(t)$  ermittelt:

$$A_u(t) = E(\Delta u_S(t_0) \cdot \Delta u_S(t_0 + \tau)). \quad (\text{B.5})$$

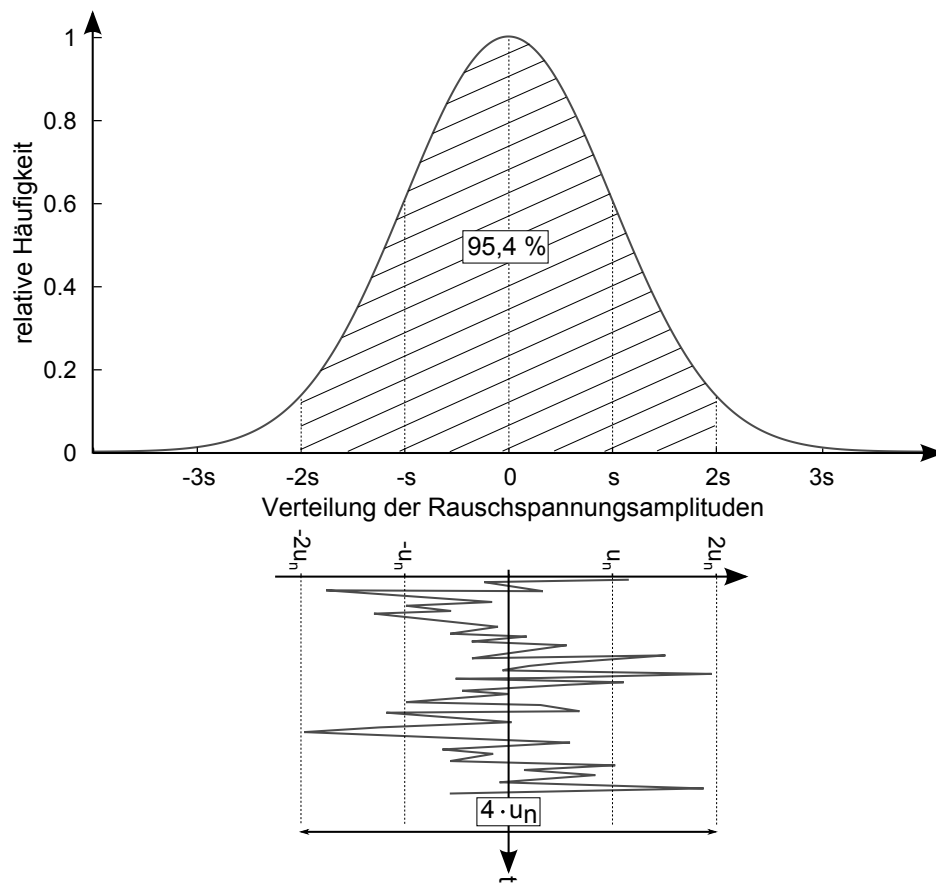
$E$  kennzeichnet hierbei den Erwartungswert. Über das WIENER-KIHLINCHINE-Theorem [234] wird diese Beziehung formuliert:

$$L_n(f) = 4 \int_0^\infty A_u(t) \cdot \cos(2\pi ft) dt. \quad (\text{B.6})$$

Durch die Integration des Leistungsdichtespektrums über den Arbeitsfrequenzbereich kann der Betrag der effektiven Rauschspannung  $u_n$  ermittelt werden, welcher der Ausgangsspannung des Sensors überlagert ist:

$$u_n^2 = \int_{f_{\min}}^{f_{\max}} L_n df. \quad (\text{B.7})$$

In der messtechnischen Praxis ist es sinnvoll, die Häufigkeitsverteilung der Momentanwerte Rauschspannungsamplituden zu berücksichtigen. Sie folgt einer Gaußschen Normalverteilung mit der Standardabweichung  $s$ , die dem gemessenen Effektivwert  $u_n$  entspricht [1] (Abb. B.1). Um innerhalb des Konfidenzbereichs von 95,4 % zu liegen, muss das Vierfache des tatsächlich auftretenden Effektivwertes als auftretende Rauschspannung angesetzt werden [1].



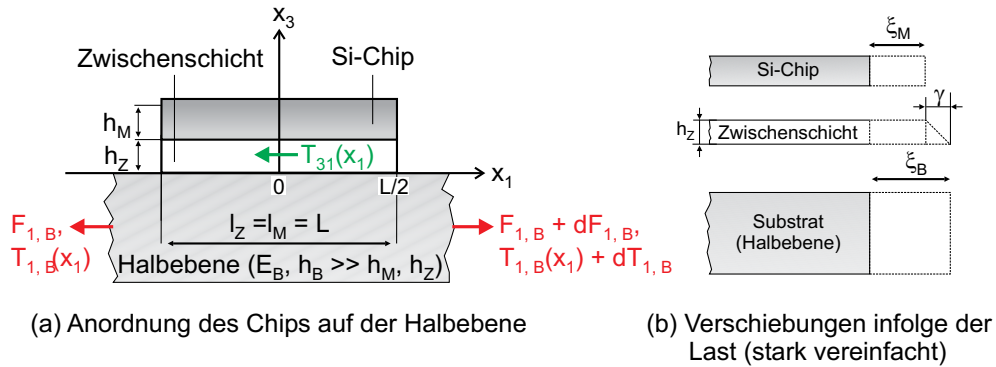
**Abb. B.1:** Relative Häufigkeitsverteilung der Momentanwerte der Rauschspannung nach [1].  
Um 95,4 % der Momentanwerte der Rauschspannung zu berücksichtigen, muss das Vierfache der gemessenen effektiven Rauschspannung  $u_n$  bei der Berechnung der minimal detektierbaren Dehnung berücksichtigt werden.



## C Ergänzungen zur Mechanik

### C.1 Berechnung der Dehnungsübertragungsrate

Zur Berechnung der Dehnungsverteilung im Messelement wird ein uniaxialer Dehnungszustand angenommen. Für den Fall, dass am Substrat eine Kraft  $F_1$  angreift, die eine homogene Dehnung  $S_B$  hervorruft, ergibt sich ein Kräftegleichgewicht (Abb. C.1(a)). Die Kraft in  $x_1$ -Richtung wirkt auch auf das Messelement und führt zu einer infinitesimal kleinen Auslenkung (Verschiebung) des Systems. Für die beiden Schnittstellen zwischen Zwischenschicht und Substrat bzw. Zwischenschicht und Messelement ergeben sich daher zwei Gleichungen, die das Kräftegleichgewicht beschreiben.



**Abb. C.1:** Modell zur Berechnung der Dehnungsübertragungsrate  $\beta_M$ . (a) zeigt das Kräftegleichgewicht für einen uniaxialen Dehnungszustand nach [121]. Die resultierenden Verschiebungen sind in (b) skizziert.

Aufgrund des Kräftegleichgewichts gilt an der Schnittstelle zur Halbebene der folgende Zusammenhang:

$$F_{1,B} + T_{31}(x_1) \cdot \underbrace{(dx_1 \cdot dx_2)}_{A_{12}} - F_{1,B} - \underbrace{dT_{1,B} \cdot h_B \cdot dx_2}_{dF_{1,B}} = 0. \quad (C.1)$$

Betrachtet man das Kräftegleichgewicht an der Schnittstelle zum Messelement so ergibt

sich der folgende Zusammenhang:

$$0 = T_{31} \cdot \underbrace{(dx_1 \cdot dx_2)}_{A_{12}} + \underbrace{dT_{1,M} \cdot \overbrace{h_M \cdot dx_2}^{A_{13,M}}}_{dF_{1,B}}. \quad (C.2)$$

Die resultierenden Verschiebungen von Messelement, Zwischenschicht und Substrat sind stark vereinfacht in Abb. C.1(b) dargestellt. Hieraus kann der Schubwinkel  $\gamma$  und unter Berücksichtigung der elastischen Module der Zwischenschicht ( $E_Z$ ,  $G_Z$ ) die Schubspannung  $T_{31}(x_1)$  berechnet werden [81]:

$$S_M = \frac{d\xi_{1,M}}{dx_1}, \text{ wobei } \xi_{1,M} = \xi_{1,M}(x_1), \quad (C.3)$$

$$S_B = \frac{d\xi_{1,B}}{dx_1}, \text{ wobei } \xi_{1,B} = \xi_{1,B}(x_1), \quad (C.4)$$

$$\gamma = \frac{\xi_{1,B} - \xi_{1,M}}{h_Z}, \quad (C.5)$$

$$T_{31} = \frac{\xi_{1,B} - \xi_{1,M}}{h_Z} \cdot G_Z = \gamma \cdot G_Z. \quad (C.6)$$

Über das HOOKEsche Gesetz ( $E \cdot S = T$ ) können aus den Auslenkungen  $\xi_i$  die mechanischen Spannungen in  $x_1$ -Richtung ermittelt werden

$$T_{1,B,M} = \frac{d\xi_{1,B,M}}{dx_1} \cdot E_{B,M} = S_{1,B,M} \cdot E_{B,M}. \quad (C.7)$$

Die gesuchte Differentialgleichung zur Bestimmung der Dehnungsübertragung ergibt sich durch das Einsetzen von Gl. (C.6) bzw. Gl. (C.7) in Gl. (C.2):

$$\frac{d^2 S_{1,M}}{dx_1^2} - \underbrace{\frac{G_Z}{E_M} \cdot \frac{1}{h_Z \cdot h_M}}_{\equiv a^2} S_{1,M} + \underbrace{\frac{G_Z}{E_M} \cdot \frac{1}{h_Z \cdot h_M}}_{\equiv a^2} S_{1,B} = 0. \quad (C.8)$$

Zur Lösung der Differentialgleichung zweiter Ordnung wird eine Exponentialfunktion als Ansatzfunktion gewählt:

$$S_{1,M} = e^{\lambda \cdot x_1}, \quad (C.9)$$

die zur folgenden charakteristischen Gleichung für die homogene Lösung führt:

$$\lambda^2 - a^2 = 0. \quad (C.10)$$

Unter Berücksichtigung der partikulären Lösung ergibt sich die im Messelement wirkende Dehnung als die folgende Funktion:

$$S_{1,M}(x_1) = C_1 \cdot e^{a \cdot x_1} + C_2 \cdot e^{-a \cdot x_1} - a^2 \cdot S_{1,B}. \quad (C.11)$$

Anhand der in Abschnitt 3.3.1 getroffenen Annahmen können die Randbedingungen abgeleitet werden:

- Aus der Kraftfreiheit an den Enden des Messelements geht hervor, dass  $S_{1,M}(L/2) = S_{1,M}(-L/2) = 0$  gilt.
- In der Mitte des Messelements ist die Dehnung  $S_{1,M}$  maximal,

so dass  $C_1 = C_2$  gilt. Ersetzt man die Exponentialfunktion durch ihre hyperbolische Entsprechung

$$e^{x_1} = \cosh(x_1) + \sinh(x_1) \text{ bzw.} \quad (\text{C.12})$$

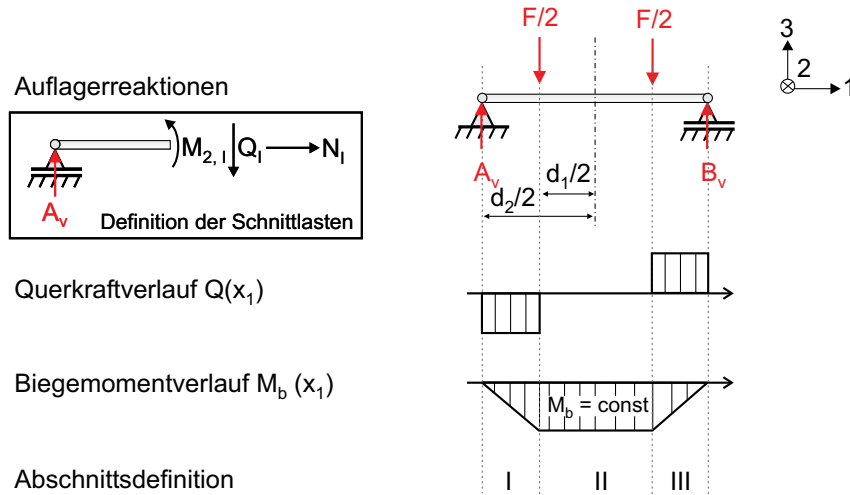
$$e^{-x_1} = \cosh(x_1) - \sinh(x_1), \quad (\text{C.13})$$

und wendet diese in Gl. (C.11) an, so ergibt sich die Funktion der Dehnungsübertragungsrate  $\beta_M$ :

$$\beta_M = 1 - \frac{\cosh(a \cdot x_1)}{\cosh(a \cdot l_M/2)}. \quad (\text{C.14})$$

## C.2 Vier-Punkt-Biegeversuch

Abbildung C.2 zeigt das mechanische Schema der Anordnung zur Charakterisierung der Dehnungssensoren. Anhand der Auflagerreaktionen können die Schnittlasten berechnet



**Abb. C.2:** Mechanisches Schema der Vierpunktanordnung. Aus den Auflagerreaktionen kann der Verlauf von Querkraft und Moment um die  $x_2$ -Achse erfolgen. Die Berechnung abschnittsweise. Die Definition der Schnittlasten ist exemplarisch für den Abschnitt I dargestellt.  $N_I$  bezeichnet die Normalkraft,  $Q_I$  die Querkraft und  $M_{2,I}$  das Moment um die  $x_2$ -Achse.

werden. Aus den Schnittlasten wiederum kann der Dehnungsverlauf ermittelt werden. Für die Reaktionen an den Auflagern gilt:

$$\sum M^B : \frac{F}{2} \cdot \frac{d_1 - d_2}{2} + \frac{F}{2} \cdot \frac{d_1 + d_2}{2} - B_v \cdot d_1 = 0 \quad (\text{C.15})$$

$$\sum M^A : \frac{F}{2} \cdot \frac{d_1 - d_2}{2} + \frac{F}{2} \cdot \frac{d_1 + d_2}{2} - A_v \cdot d_1 = 0. \quad (\text{C.16})$$

Die Schnittlasten können abschnittsweise berechnet werden:

- Abschnitt I:

$$\sum F_h : N_I = 0 \quad (\text{C.17})$$

$$\sum F_v : Q_I = A_v \Rightarrow Q_I = \frac{F}{2} \quad (\text{C.18})$$

$$\sum M^{x_1} : M_I = A_v \cdot x_1 \Rightarrow M_I = \frac{F}{2} \cdot x_1 \quad (\text{C.19})$$



- Abschnitt II:

$$\sum F_h : N_{II} = 0 \quad (C.20)$$

$$\sum F_v : Q_{II} = A_v - \frac{F}{2} \Rightarrow Q_{II} = 0 \quad (C.21)$$

$$\sum M^{x_1} : M_{II} = A_v \cdot x_1 - \frac{F}{2} \cdot \left( x_1 - \frac{d_1 - d_2}{2} \right) \Rightarrow M_{II} = \frac{F}{2} \cdot x_1 \quad (C.22)$$

- Abschnitt III:

$$\sum F_h : N_{III} = 0 \quad (C.23)$$

$$\sum F_v : Q_{III} = A_v - \frac{F}{2} - \frac{F}{2} \Rightarrow Q_{III} = -\frac{F}{2} \quad (C.24)$$

$$\begin{aligned} \sum M^{x_1} : M_{III} &= A_v \cdot x_1 - \frac{F}{2} \cdot \left( x_1 - \frac{d_1 - d_2}{2} \right) - \frac{F}{2} \cdot \left( x_1 - \frac{d_1 + d_2}{2} \right) \\ &\Rightarrow M_{III} = \frac{F}{2} \cdot (d_1 - x_1) \end{aligned} \quad (C.25)$$

Die Überlagerung aller Abschnitte liefert den Querkraftverlauf  $Q(x_1)$ , den Momentenverlauf  $M(x_1)$  an der Oberfläche der Biegeprobe (Abb. C.2):

$$Q(x_1) = \frac{F}{2} \cdot \left( 1 - \left\langle x - \frac{d_1 - d_2}{2} \right\rangle^0 - \left\langle x - \frac{d_1 + d_2}{2} \right\rangle^0 \right) \quad (C.26)$$

$$M_2(x_1) = \frac{F}{2} \cdot \left( x_1 - \left\langle x - \frac{d_1 - d_2}{2} \right\rangle^1 - \left\langle x - \frac{d_1 + d_2}{2} \right\rangle^1 \right) \quad (C.27)$$

Durch zweimalige Integration des Momentenverlaufs wird die Biegelinie  $w(x_1)$  der Biegeprobe ermittelt [30]:

$$EI_2 \cdot w^{II}(x_1) = -M_2(x_1) \quad (C.28)$$

$$EI_2 \cdot w^I(x_1) = \frac{F}{2} \cdot \left( -\frac{x_1^2}{2} + \frac{1}{2} \left\langle x_1 - \frac{d_1 - d_2}{2} \right\rangle^2 + \frac{1}{2} \left\langle x_1 - \frac{d_1 + d_2}{2} \right\rangle^2 \right) + C_1 \quad (C.29)$$

$$EI_2 \cdot w^I(x_1) = \frac{F}{2} \cdot \left( -\frac{x_1^3}{6} + \frac{1}{6} \left\langle x_1 - \frac{d_1 - d_2}{2} \right\rangle^3 + \frac{1}{6} \left\langle x_1 - \frac{d_1 + d_2}{2} \right\rangle^3 + x_1 \cdot \frac{d_1^2 - d_2^2}{8} \right) + C_2. \quad (C.30)$$

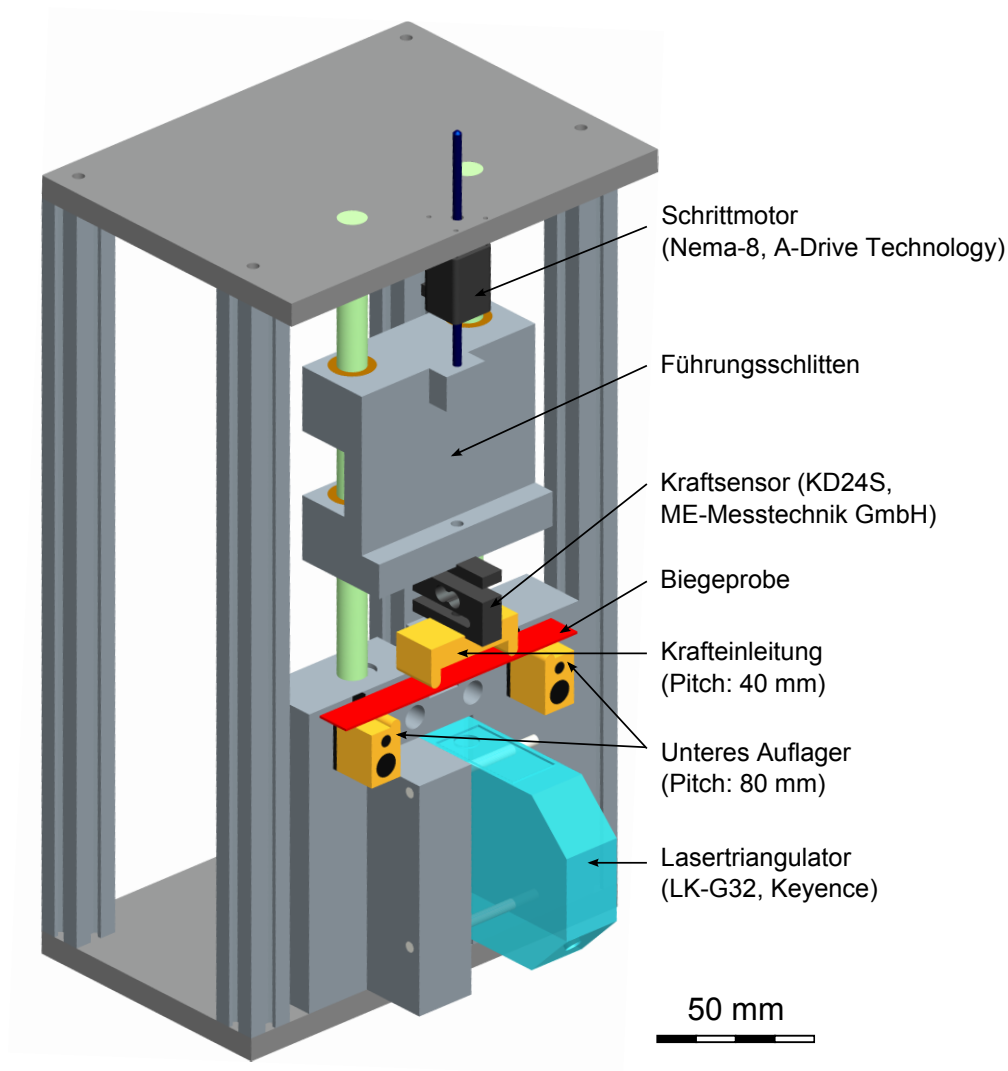
Anhand der Randbedingungen können die  $w(0) = w(d_1/2) = 0$  können die Integrationskonstanten berechnet werden:

$$C_1 = \frac{F \cdot (d_1^2 - d_2^2)}{16}, \quad (C.31)$$

$$C_2 = 0 \quad (C.32)$$

und es ergibt sich der folgende Verlauf:

$$w(x_1) = \frac{F}{48 \cdot E \cdot I_2} \cdot \left( 3(d_1^2 - d_2^2) \cdot x_1 - 4x_1^3 + 4 \left\langle x_1 - \frac{d_1 - d_2}{2} \right\rangle^3 + 4 \left\langle x_1 - \frac{d_1 + d_2}{2} \right\rangle^3 \right). \quad (C.33)$$

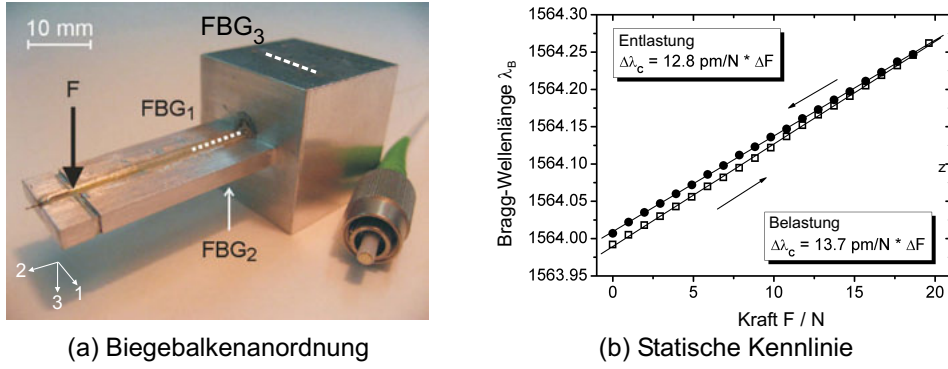


**Abb. C.3:** Gesamtaufbau des Vier-Punkt-Biegeversuchs. Der Kraftsensor ist über ein arretierbares Kugelgelenk an den Führungsschlitten angekoppelt, um die Fertigungstoleranzen der Biegeprobe ausgleichen zu können. Zur Realisierung der linienförmigen Krafteinleitung bzw. Auflager sind polierte Edelstahlzylinder ( $d \approx 5 \text{ mm}$ ) in die Halterung eingeklebt. Der Abstand (*Pitch*) von Krafteinleitung und Auflager kann optional reduziert werden, in dem die Auflager umgesteckt und das Krafteinleitungswerkzeug ausgetauscht wird.

## D Experimentelle Untersuchung von FBG-Sensoren

Die Eigenschaften von Faser-Bragg-Gitter-Sensoren (FBG-Sensor) werden in Zusammenarbeit mit den *Institut für Photonik und Optische Nachrichtentechnik* an der TU Darmstadt experimentell untersucht. Hierzu wird eine Faser, in welche im Abstand von etwa 20 cm drei Faser-Bragg-Gitter (FBG,  $\lambda_{B,1} = 1554 \text{ nm}$ ,  $\lambda_{B,2} = 1559 \text{ nm}$ ,  $\lambda_{B,3} = 1556 \text{ nm}$ ) jeweils mit einer Länge von 9 mm eingeschrieben sind, verwendet. Zwei Gitter werden an der Ober- ( $FBG_1$ ) und Unterseite ( $FBG_2$ ) eines einseitig eingespannten Biegebalkens mit den Abmessungen  $l_B \times b_B \times h_B = 35 \times 14,5 \times 3 \text{ mm}^2$  in eine Nut eingeklebt. Das dritte Gitter ( $FBG_3$ ) wird im Bereich hinter der Festeinspannung appliziert, um keine Dehnungen in das Gitter einzuleiten (Abb. D.1(a)). Der verwendete Klebstoff ist ein thermisch vernetzendes Epoxidharz (UHU endfest 300, UHU GmbH, Bühl, Deutschland). Die resultierenden Reflexionsspektren des FGB-Sensors werden mit einem optischen Spektralanalysator (Advantest Q8384, Advantest Corporation, Tokyo, Japan) ausgewertet. Hierzu wird das Licht einer im Analysator integrierten schmalbandigen Quelle in die Faser eingekoppelt und über ein Fabry-Pérot Interferometer durchgestimmt. Die Auflösung des Messsystems beträgt  $\Delta\lambda = 1 \text{ pm}$ . So können Kraftänderungen von 0,07 N bzw. minimale Dehnungen von  $1,38 \mu\text{m}/\text{m}$  detektiert werden [231]. Insgesamt werden zwei Messungen durchgeführt: Die resultierenden Reflexionsspektren des FGB-Sensors werden mit einem optischen Spektralanalysator (Advantest Q8384, Advantest Corporation, Tokyo, Japan) ausgewertet. Hierzu wird das Licht einer im Analysator integrierten schmalbandigen Quelle in die Faser eingekoppelt und über ein Fabry-Pérot Interferometer durchgestimmt. Die Auflösung des Messsystems beträgt  $\Delta\lambda = 1 \text{ pm}$ . So können Kraftänderungen von 0,07 N bzw. minimale Dehnungen von  $1,38 \mu\text{m}/\text{m}$  detektiert werden [231]. Insgesamt werden zwei Messungen durchgeführt:

1. **Statische Kennlinie:** Im klimatisierten Labor ( $\Delta\vartheta \approx 1 \text{ K}$ ) wird das statische Übertragungsverhalten untersucht. Hierzu wird eine Kraft  $F = (0; 0; F_3)^T$  30 mm entfernt von der Einspannstelle eingeleitet und bis zur Nennkraft  $F_3 = 20 \text{ N}$  in 13 Laststufen variiert. Abbildung D.1(b) zeigt exemplarisch einen Be- und Entlastungszyklus. Der auf den Nennwert bezogene Hysteresefehler beträgt 7 %



**Abb. D.1:** Statisches Übertragungsverhalten von FBG-Sensoren. Die statischen Übertragungseigenschaften des Sensors werden für einen uniaxialen Spannungszustand an einem einseitig eingespannten Biegebalken untersucht (a). Die sich ergebende Kennlinie eines Be- und Entlastungszyklus zeigt (b).

und ist auf das Kriechen von Zwischenschicht und Faser selbst zurückzuführen. Die Empfindlichkeit liegt erwartungsgemäß bei 0,004 %/N.

2. **Temperaturverhalten:** In einer Klimakammer wird der Temperaturgang der FBGs im Bereich von 10 bis 60 °C für vier Lastfälle ( $F_{3,a} = 0 \text{ N}$ ,  $F_{3,b} = 2,5 \text{ N}$ ,  $F_{3,c} = 5 \text{ N}$ ,  $F_{3,d} = 10 \text{ N}$ ) untersucht. Die Temperaturempfindlichkeit der Faser beträgt 9,7 pm/K und liegt damit in der Größenordnung des Übertragungsfaktors für die Dehnung (Abb. D.1(b)).

Abbildung D.2 zeigt die resultierenden Verläufe für zwei verschiedene Kompensationsstrategien, die im Folgenden beschrieben werden. Wird die Kompensation mit dem ungedehnten FBG ( $FBG_3$ ) durchgeführt, so kann der folgende Zusammenhang zur Ermittlung der wirkenden Dehnung verwendet werden [83]:

$$S = \frac{1}{K} \cdot \left( \frac{\Delta\lambda_{VK}}{\lambda_{0,VK}} - \frac{\Delta\lambda_{\vartheta}}{\lambda_{0,\vartheta}} \cdot \left( \frac{k \cdot \alpha_{VK} + \delta n}{K \cdot \alpha_F + \delta n} \right) \right). \quad (D.1)$$

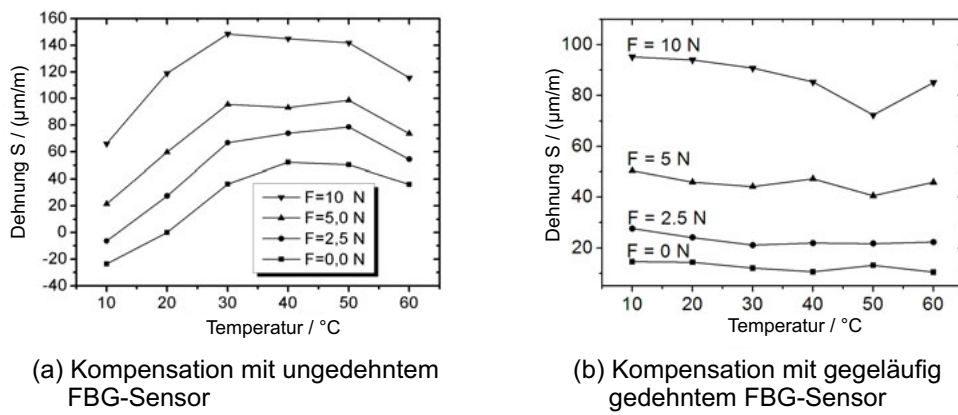
Die thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Biegebalken und Faser nehmen die folgenden Werte an:  $\alpha_{VK} \approx 23 \cdot 10^{-6} / \text{K}$  und  $\alpha_F \approx 0,55 \cdot 10^{-6} / \text{K}$ . Der Index VK kennzeichnet den Einfluss des Biegebalkens, der Index F den der Faser und der Index  $\vartheta$  markiert den temperaturinduzierten Einfluss. Abbildung D.2(a) zeigt den zugehörigen Temperaturverlauf. Der Einfluss der Temperatur ist dominant und verfälscht das Messergebnis. Es wird vermutet, dass die Eigenschaften der jeweiligen Applikationsstelle stark voneinander abweichen.

Die zweite Kompensationsstrategie basiert auf der Annahme, dass durch eine symmetrische Anordnung der FBGs an Ober- und Unterseite des Balkens sowie die gleichartige

Montage die Eigenschaften der Zwischenschicht vergleichbar sind und der Temperatureinfluss auf beide FBGs gleichartig wirkt:

$$S = \frac{K}{2} \cdot \left( \frac{\Delta\lambda_1}{\lambda_{0,1}} - \frac{\Delta\lambda_2}{\lambda_{0,2}} \right) = \frac{1}{2} (S_{\text{oben}} - S_{\text{unten}}), \quad (\text{D.2})$$

Die Indizes 'oben' und 'unten' kennzeichnen die FBGs an der Ober- und Unterseite des Biegers. Abbildung D.2(b) zeigt den resultierenden Verlauf. Der Temperatureinfluss kann auf diese Weise zwar reduziert werden, führt aber dennoch zu einer starken Verfälschung des Messergebnisses. Dies kann durch eine Fehlpositionierung der Gitter sowie durch abweichende Eigenschaften der Zwischenschichten hervorgerufen werden.

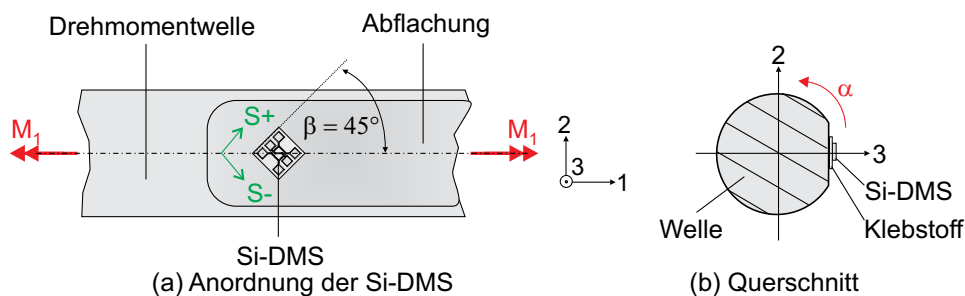


**Abb. D.2:** Experimentelle Untersuchung der Temperaturabhängigkeit von FBG-Sensoren. Zwei Kompensationsmethoden werden untersucht: (a) zeigt die resultierende Kennlinie für eine Kompensation des Temperatureinflusses mittels eines ungedehnten FBG-Sensors ( $FBG_3$ , Abb. D.1(a)), (b) den resultierenden Verlauf für die Kompensation mittels eines gegenläufig gedehnten FBG-Sensors ( $FBG_2$ , Abb. D.1(a)). Aufgrund der geringen Reproduzierbarkeit der Zwischenschichtdicke bleibt der Temperatureinfluss wirksam.



## E Anwendung von Si-DMS zur Drehmomentmessung

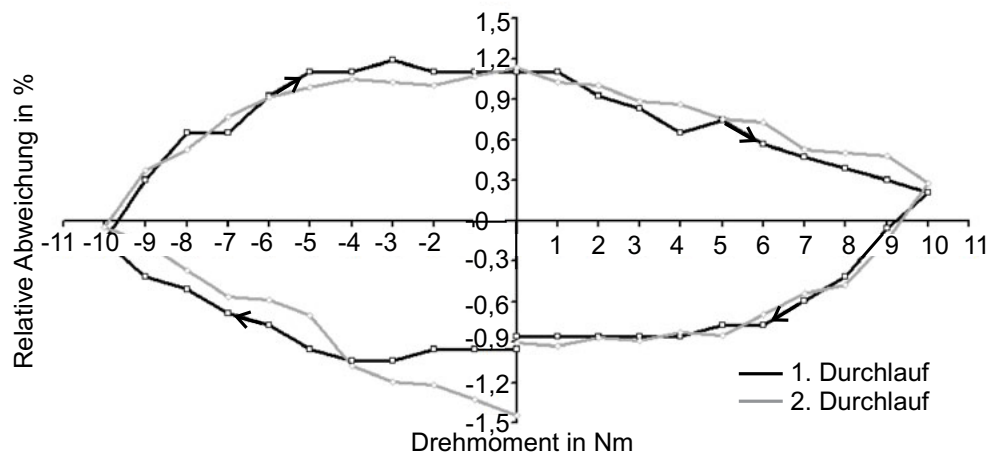
Neben der beschriebenen Anwendung in Miniatur-Kraftsensoren können die Silizium-Messelemente (Si-DMS) ebenfalls zur Drehmomentmessung eingesetzt werden [69]. Hierzu werden Si-DMS (Variante 1c) auf einer abgeflachten Torsionswelle aus Edelstahl aufgeklebt (M-Bond 610, Vishay AG, Selb, Deutschland) und durch Drahtbonden kontaktiert (Abb. E.1). Die Messwiderstände bilden einen  $45^\circ$ -Winkel ( $\beta$ ) mit der  $x_1$ -Achse der Anordnung und detektieren so die infolge des Moments  $M_1$  auftretenden Scherdehnungen.



**Abb. E.1:** Drehmomentmessung mit Si-DMS. (a) zeigt schematisch die Anordnung der Si-DMS auf der abgeflachten Drehmomentwelle. Zur Erfassung des axialen Moments  $M_1$  werden die Messelemente im  $45^\circ$ -Winkel appliziert. Die durch das Moment auftretenden Scherdehnungen ('S+', positive Drehrichtung und 'S-', negative Drehrichtung) werden in einer Vollbrückenordnung erfasst. (b) visualisiert die Abflachung.  $\alpha$  kennzeichnet des Drehwinkel um die  $x_1$ -Achse.

Zur Charakterisierung der Übertragungseigenschaften werden die folgenden Untersuchungen in Zusammenarbeit mit einem Kooperationspartner durchgeführt [69]:

1. **Statische Kennlinie:** Bestimmung von Übertragungsfaktor, Auflösung, Linearitäts- und Hysteresefehler für ein Nennmoment von  $M_{1,N} = \pm 10 \text{ Nm}$ ,
2. **Einfluss von Biegemomenten:** Belastung der Welle mit einem Biegemoment von  $M_b = 5 \text{ Nm}$  für verschiedene Winkelstellungen der Messstelle (Rotation um



**Abb. E.2:** Statisches Übertragungsverhalten. Dargestellt ist die relative Abweichung von der Regressionsgeraden. Die Kennlinien zeigen exemplarisch den Verlauf infolge zweier Be- und Entlastungszyklen.

die Wellenlängsachse ( $x_1$ -Richtung), Messstellen bei  $\alpha = \{0^\circ; 45^\circ; 90^\circ; 135^\circ; 180^\circ\}$ ,

### 3. Dynamische Übertragungseigenschaften:

- a) Kriechen der Anordnung: Belastung der Welle mit  $M_1 = 10 \text{ Nm}$  über 24 h,
- b) Sprungantwort: Beaufschlagung der Welle mit einem Momentensprung (Entlastung:  $M_1 = -10 \text{ Nm}$ ),

### 4. Überlastverhalten: Stufenweise Belastung des Prüflings bis $M_{1,\max} = 200 \text{ Nm}$ .

Die Messergebnisse sind in Tabelle E.1 zusammengefasst und werden nachfolgend diskutiert.

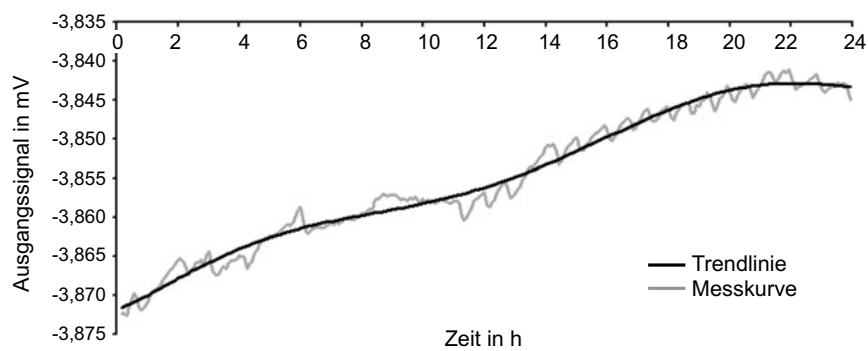
Die Empfindlichkeit der Siliziumelemente ist im Vergleich zu Folien-DMS etwa um Faktor 38 größer [69], dennoch durch die Klebstoffschicht im Vergleich zum theoretisch erreichbaren Wert reduziert. Die systematischen Fehler liegen in der selben Größenordnung wie bei den in Kapitel 4 charakterisierten Elementen. Die winkelabhängige Biegeempfindlichkeit ist auf eine keilförmige Zwischenschicht zurückzuführen, was im Rahmen einer Struktursimulation bestätigt wurde [69].

Das dynamische Verhalten der Elemente wird durch die Applizierung einer Dauerlast, sowie eine sprungartige Entlastung der Welle untersucht. Die Dauerbelastung zeigt, dass das Ausgangssignal von aufgeklebten Siliziumelementen stärker kriecht als im Vergleich zu Folien-DMS (Abb. E.3(a)). Da der Werkstoff Silizium nicht kriecht [7], ist die Drift des Ausgangssignals auf das Kriechen der Klebstoffschicht sowie den Verformungskörper zurückzuführen. Die Sprungantwort ist in Abbildung E.3 dargestellt.

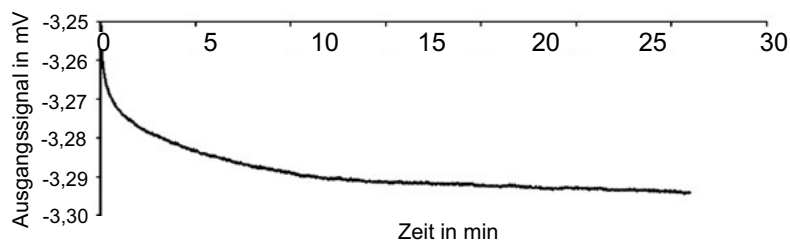


**Tabelle E.1:** Ergebnisse der experimentellen Untersuchung des Einsatzes von Si-DMS zur Drehmomentmessung [69]

Parameter	Wert	Bemerkung
Übertragungsfaktor $B_0$	2,8 mV/Nm	ohne Verstärker
Messsignalspanne	56 V	bei Nennlast $M_1 = 10 \text{ N}$
Linearitätsfehler $F_L$	1,44 %	reduzierter Fehler
Hysteresefehler $F_H$	2,57 %	reduzierter Fehler
Messauflösung $\Delta M_1$	20 mNm	Messunsicherheit des Prüfstandes: $F \leq 0,02 \%$
Biegeempfindlichkeit $\Delta u/u_N$	$\leq 2,67 \%$	maximal bei $\alpha = 45^\circ$
Offsetdrift $\Delta u_0/u_N$	4,8 %	Dauerbelastung: $t = 24 \text{ h}$ , $M = 10 \text{ Nm}$
Sprungantwort $\Delta u/u_N$	-2,9 %	30 min nach Entlastung gemessen
Überlastfestigkeit	$M_{\max} \leq 200 \text{ Nm}$	Irreversible Nullpunktverschiebung: -44,1 %



(a) Kriechverhalten bei Belastung mit Nennlast  $M_1 = 10 \text{ Nm}$



(b) Sprungantwort des Sensors nach Entlastung um  $M_1 = -10 \text{ Nm}$

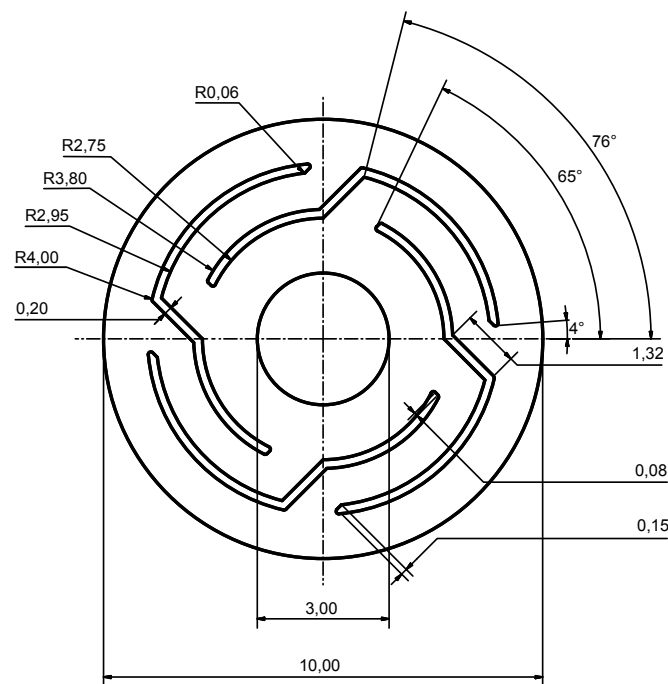
**Abb. E.3:** Experimentelle Untersuchung des dynamischen Verhaltens aufgeklebter Si-DMS. Zwei Belastungsarten werden untersucht: (a) zeigt den Verlauf des Ausgangssignal in Folge einer Dauerbelastung mit Nennlast für 24 Stunden, (b) zeigt die Sprungantwort auf sprungartige Entlastung des Sensors von der Nennlast.

## F Ergänzungen zum System INKOMAN

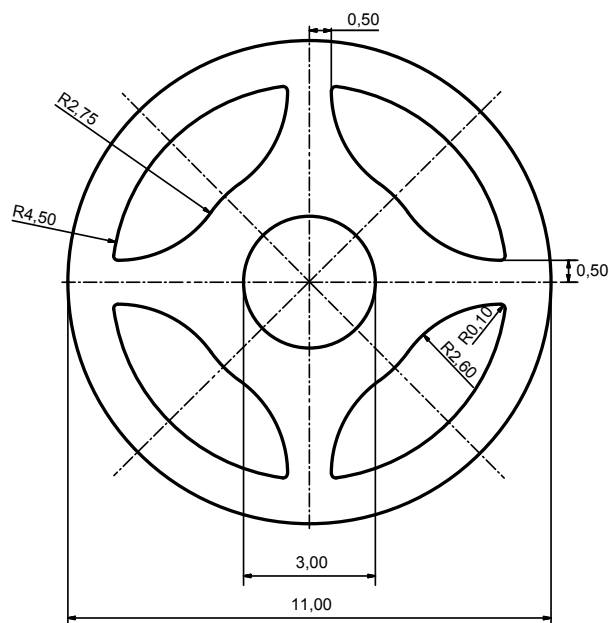
Zur Erfassung der Übertragungsmatrix  $\underline{\underline{A}}$  wird der Sensor in alle drei Raumrichtungen zweimal mit der Nennlast belastet. Die erste Belastung dient der Konditionierung, aus der zweiten Belastung werden die Matrixelemente  $a_{ij}$  ermittelt (Kalibrierungsmessung):

$$\underline{\underline{A}} = \begin{pmatrix} -0,001997 & -0,039349 & -0,015730 \\ -0,024140 & -0,010259 & -0,008034 \\ 0,031209 & 0,002935 & 0,009881 \\ 0,001159 & -0,015127 & -0,012327 \end{pmatrix} \text{ in V/N.} \quad (\text{F.1})$$

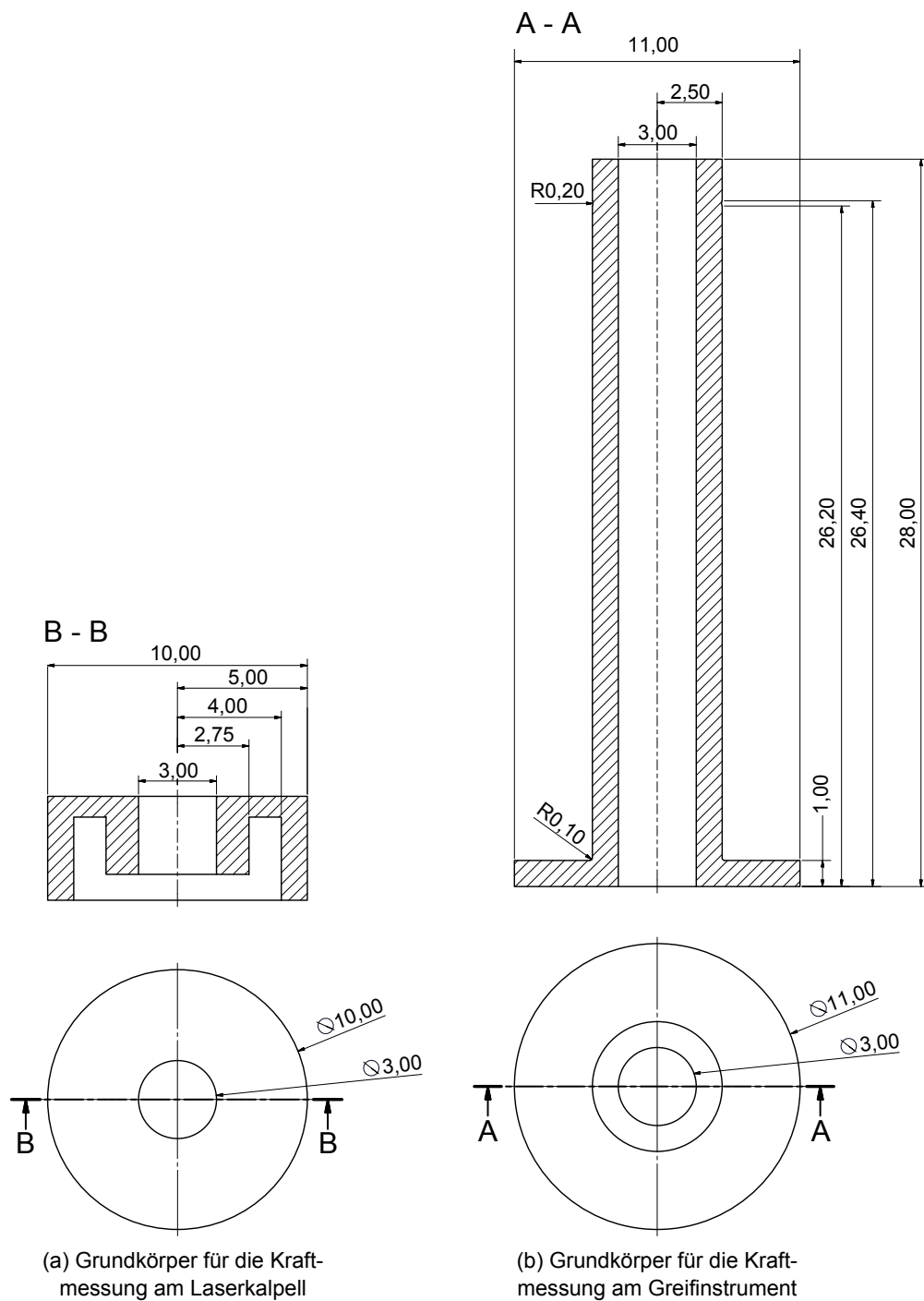
Mit dem MOORE-PENROSE-Verfahren wird hieraus die Kalibrierungsmatrix berechnet. Abbildung F.4 zeigt den aus der Belastung resultierenden Verlauf der Ausgangsspannungen. Die technischen Zeichnungen der untersuchten Verformungskörper sind den Abbildungen F.1, F.2 und F.3 zu entnehmen.



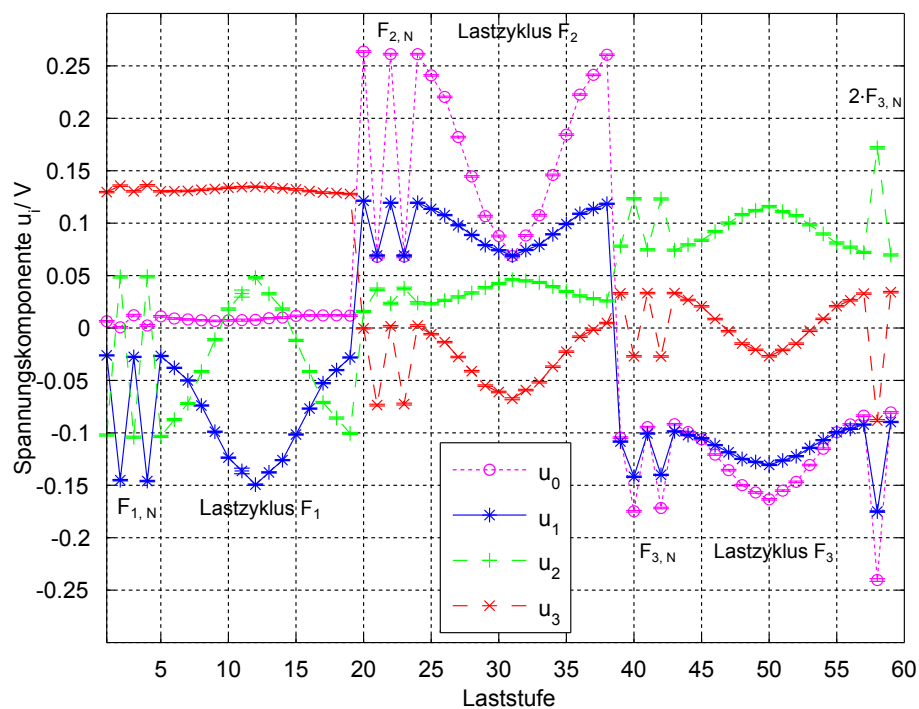
**Abb. F.1:** Topologie der Federstruktur für die Kraftmessung am Laserskalpell. Die Strukturierung erfolgt durch Drahterosion des in Abb. F.3(a) dargestellten Grundkörpers.



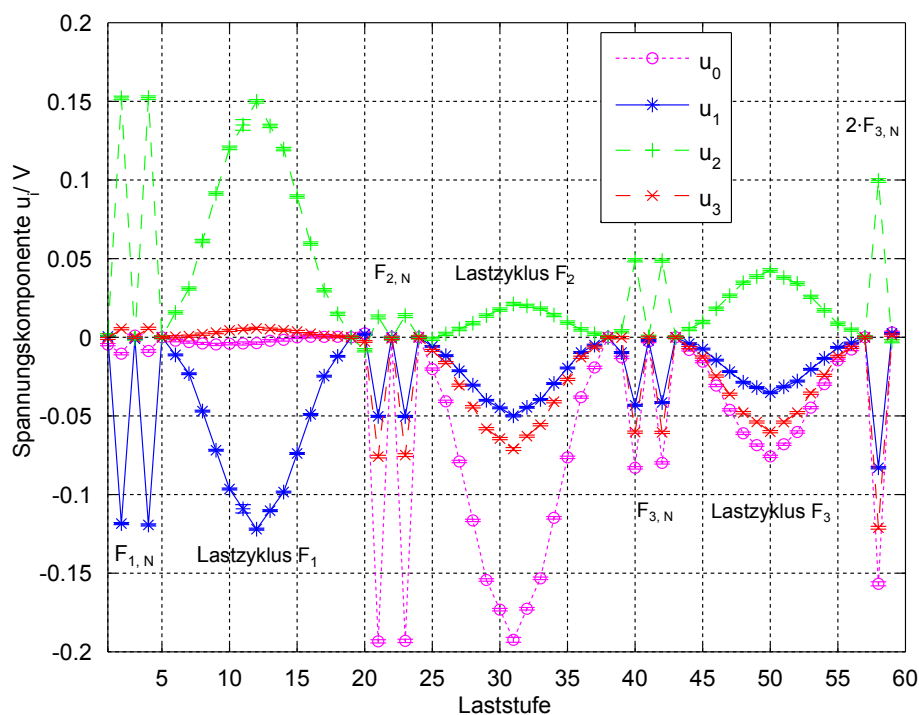
**Abb. F.2:** Topologie der Federstruktur für die Kraftmessung am Greifinstrument. Die Strukturierung erfolgt durch Laserschneiden des in Abb. F.3(b) dargestellten Grundkörpers.



**Abb. F.3:** Abmessungen der Grundkörper. (a) zeigt den Grundkörper für die Kraftmessung am Laserskalpell; (b) zeigt den Grundkörper für die Kraftmessung am Greifinstrument.



(a) Mittelwerte und Standardabweichung der Ausgangsspannungen



(b) Mittelwerte und Standardabweichung der Ausgangsspannungen (Offsetbereinigt)

**Abb. F.4:** Exemplarischer Verlauf der Ausgangsspannungen der vier Si-DMS (a). Zur Berechnung der Kalibrierungsmatrix wird der Offset vor jedem Lastzyklus erfasst und vom Signalverlauf des jeweiligen Lastzyklus subtrahiert (b).

# G Fehleranalyse am elektrischen Wandler der Si-DMS

Bei der Charakterisierung der auf eine Dicke von 50 bzw. 30  $\mu\text{m}$  abgedünnten Siliziumelemente fällt das folgende Fehlerbild auf:

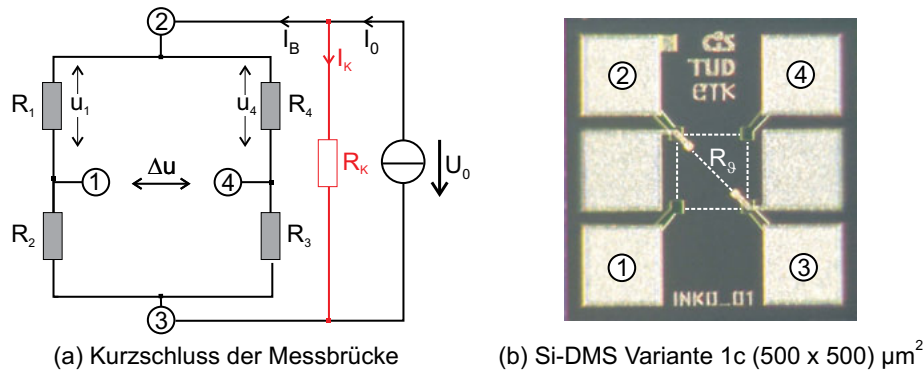
- Varianten 1a, 2a ( $h_M = 30 \mu\text{m}$ ): Nach dem Aufkleben der Messelemente ist die Messbrücke stark verstimmt und der Widerstandswert am Brückenausgang (Anschluss 1-4:  $\Delta u$ ) ist bis zu doppelt so groß wie am Brückeneingang (Anschluss 2-3:  $U_0$ ).
- Varianten 1b, 2b ( $h_M = 50 \mu\text{m}$ ): Bei etwa 50 % der untersuchten Chips tritt der beschriebene Effekt auf. Wird bei den Elementen ohne die abweichenden Widerstandswerte die Versorgungsspannung erhöht oder umgepolt, so kann vereinzelt der beschriebene Effekt ebenfalls beobachtet werden, auch im ursprünglichen Betriebsfall.

Aus einer analytische Betrachtung unter Berücksichtigung der gemessenen Widerstandswerte geht hervor, dass ein Widerstand parallel zum Brückeneingang liegen muss (Abb. G.1(a)). Daraus folgt, dass sich der Versorgungsstrom der Messbrücke reduziert ( $I_B = I_0 - I_K$ ).

Um die Fehlerquellen einzugrenzen werden folgende Messungen durchgeführt:

1. SCHOTTKY-Kontakt zum Stahlsubstrat: Vermessung der Messelemente vor Applizierung (alle Varianten)
2. Fehlerhafte Isolierung durch Defekt am p/n-Übergang: Messung des Widerstands zwischen Brücke und Substratkontakt (Varianten 2a - 2c)
3. Kurzschluss der Messbrücke durch Temperaturwiderstand: Messung des Widerstandes zwischen Messbrücke und Temperaturwiderstand (alle Varianten)

Die Untersuchung ergibt, dass ausschließlich ein Kurzschluss zum Temperaturwiderstand auftritt. Aus dem Vergleich mit der Berechnung des Widerstandsnetzwerks geht hervor, dass zusätzlich zum Temperaturwiderstand ein weiterer Widerstand in Reihe liegen muss (Abb. G.1(a)). Daher wird das Layout der Widerstandskonfiguration analysiert.



**Abb. G.1:** Ein Kurzschluss an der Messbrücke führt zur Reduzierung des Versorgungsstroms  $I_B = I_0 - I_K$  der Brücke: Die hieraus resultierende Schaltung zeigt (a). Die zugehörige Anordnung der Widerstandsgebiete auf dem Messelement zeigt (b). Der diagonal liegende Widerstand  $R_9$  dient zur Temperaturerfassung am Messort.

Um den Temperaturverlauf in der Nähe der Messstelle zu überwachen, ist im Silizium-Chip ein Widerstandsgebiet in der  $(0\bar{1}0)$ -Richtung angeordnet (Abb. G.1(b)). Zur Kontaktierung des Temperaturwiderstands  $R_9$  sind Aluminiumleiterbahnen über die hochdotierten Anschlussgebiete der Brückenanordnung geführt (Abb. G.2(a)). Die Passivierungsschicht (HTO,  $h \approx 500$  nm) isoliert die Leiterbahn gegenüber dem Anschlussgebiet der Brücke.

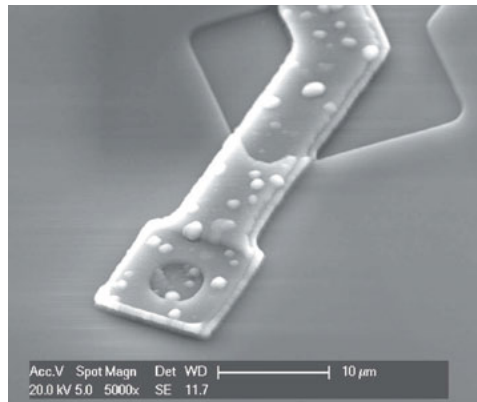
Tritt ein Defekt in der Passivierungsschicht auf, so führt dies zum Kurzschluss der Brücke über den Temperaturwiderstand. Die Rücksprache mit dem Hersteller der Messelemente (Forschungsinstitut CIS, Erfurt) ergibt, dass an den zugehörigen Wafern Reparaturen an Messelementen der Projektpartner durchgeführt wurden:

- Wafer der Messelementvarianten 1a, 2a: Änderung der Passivierung von  $Si_3N_4$  (PECVD) zu  $SiO_2$  (PECVD),
- Wafer der Messelementvarianten 1b, 2b: Korrektur des Metalllayouts,

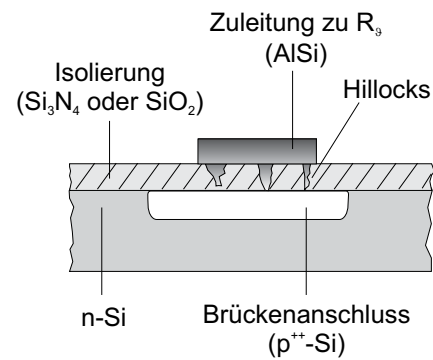
Hierzu wurden die Metallisierung und die Passivierung rückgeätzt. Bei dem Rückätzen bzw. bei einem Überätzungsschritt vor der erneuten AlSi-Abscheidung (Kontaktlayout) wird das Hochtemperaturoxid (HTO) angeätzt, so dass die Isolationsschicht um etwa 50 nm reduziert wird. Die geringere Dicke der Passivierungsschicht wird vom Hersteller als unkritisch angesehen. Zur Realisierung der AlSi-Schicht (Kontaktlayout) durchläuft der Wafer zusätzlich eine  $H_2$ -Temperung, womit eine Hillock-Bildung<sup>1</sup> einhergehen kann (Abb. G.2(b)). Diese Gebilde können auch in die HTO-Schicht eindringen. Ein

<sup>1</sup>Hillock, *engl.* für kleiner Hügel. Anhäufungen leitfähigen Materials, die bei einem Temperungsprozess entstehen können.





(a) REM-Aufnahme der Kreuzungsstelle (45°-Winkel)



(b) Querschnitt durch die Kreuzungsstelle

**Abb. G.2:** Kreuzung der Leiterbahn zur Kontaktierung des Temperaturwiderstands und des hochdotierten Brückenanschlusses. Diese neuralgische Stelle kann im Falle einer fehlerhaften Passivierungsschicht zum Kurzschluss der Brücke durch den Temperaturwiderstand führen (a). Eine mögliche Ursache hierfür ist der in (b) skizzierte fehlerhafte Schichtaufbau. Durch abweichende Prozessschritte kann es zur Hillock-Bildung an der  $AlSi$ -Schicht führen, die einen Kurzschluss der Passivierungsschicht bewirken. Neben dem Temperaturwiderstand  $R_\theta$  ist somit zusätzlich ein Übergangswiderstand  $R_U$  zu berücksichtigen ( $R_K = R_\theta + R_U$ ).

weiterer Rückätzungs- bzw. Überätzungsschritt vor der erneuten  $AlSi$ -Abscheidung kann so zu Löchern in der 450 nm Oxidschicht führen, die nach der abschließenden Abscheidung der  $AlSi$ -Schicht einen Kurzschluss bewirken. Da die Geometrie des Hillocks zufällig variiert, ergeben sich unterschiedliche Kontaktwiderstände  $R_U$ .

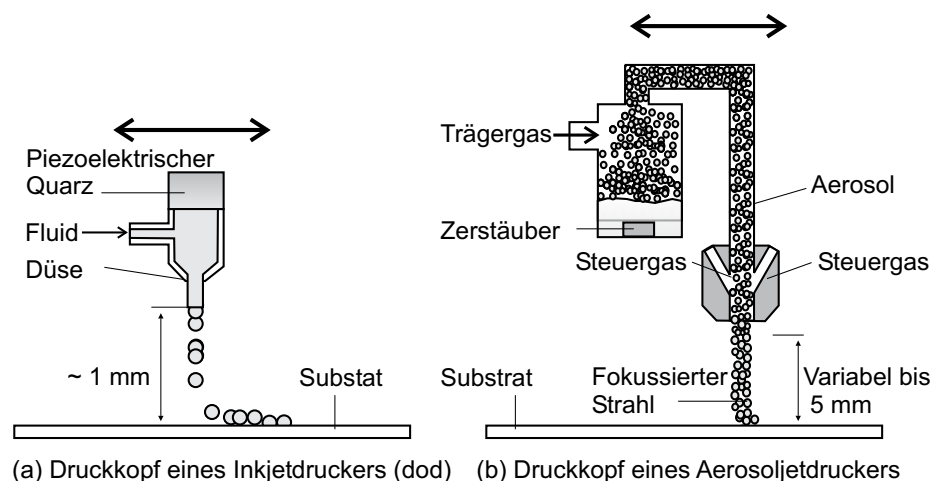
Die Folge des Defekts ist, dass die Brückenversorgung ( $I_B$ ) temperaturabhängig variiert. Dies die erhöhte Messunsicherheit beim statischen Übertragungsverhalten der untersuchten Messelemente mit den Schichtdicken 50 bzw. 30 µm erklären.



## H Konventionelle Druckverfahren

Aufgrund ihrer Bedeutung für die Realisierung strukturintegrierbarer Sensoren werden die Eigenschaften der drei Verfahren Sieb-, Inkjet- und Aerosoljetdruck im Folgenden kurz zusammengefasst. Das aus der Leiterplattenfertigung bekannte Verfahren Siebdruck ist das kostengünstigste Verfahren. Üblicherweise werden hochviskose Fluide ( $0,5 \dots 20 \text{ Pas}$ ) durch ein strukturiertes Sieb auf die Oberfläche gerakelt [219, 235]. Die gedruckten Schichten liegen abhängig von den Parametern des Druckprozesses wie Rakelwinkel, -druck oder Siebstruktur sowie den Eigenschaften von Fluid und Substrat im Bereich von  $1$  bis  $30 \mu\text{m}$  Dicke. Bei textilen Substraten sind sogar Schichtdicken bis  $200 \mu\text{m}$  üblich [219]. Abhängig vom Sieb und von der Viskosität des Fluids ist die Auflösung begrenzt und Linienbreiten von  $50 \mu\text{m}$  sind minimal erreichbar. Eine Vielzahl kommerzieller funktionaler Druckfluide wie (an-)organisch Leitende oder auch Halbleitende sind für dieses Verfahren verfügbar. Derzeit wird es zur Realisierung leitfähiger Strukturen, der Kontaktierung diskreter Bauteile oder aber zur Realisierung passiver Komponenten wie Antennen für RFID-Anwendungen eingesetzt. Aufgrund der hohen Leitfähigkeit werden überwiegend silberhaltige Fluide verwendet, die in einem Sinterprozess getrocknet werden [235].

Aerosol- und Inkjetdruck sind im Gegensatz dazu Verfahren zum kontakt- und maskenlosen Auftragen der Fluidschichten. Abbildung H.1 zeigt die Funktionsweise der Druckköpfe. Im funktionalen Drucken wird das so genannte *Drop-on-Demand*-Verfahren (dod) eingesetzt. Niederviskose Fluide werden hierbei zu kleinen Tropfen mit einem Durchmesser von  $\leq 1 \mu\text{m}$  *on demand* zerstäubt und auf das Substrat beschleunigt. Die minimale Auflösung ist einzig abhängig von der Tropfengröße und liegt bei  $30$  bis  $40 \mu\text{m}$  [219]. Die Strukturierung der gedruckten Schicht erfolgt durch die Positionierung des Druckkopfs. Schichtdicken im Bereich von  $0,05$  bis  $1,5 \mu\text{m}$  sind üblich. Auch für dieses Druckverfahren sind vielfältige Fluide verfügbar, wobei die Durchmesser der funktionsgebenden Partikel abhängig vom Durchmesser der Düse maximal  $0,2$  bis  $0,5 \mu\text{m}$  betragen. Inkjetdruck wird zur Realisierung großflächiger elektronischer Schaltungen (engl. *Large Area Electronics*) wie Arrays von Feldeffekttransistoren [37], von organischer Elektronik oder auch von passiven Komponenten wie Widerstandsgebieten, die zur Dehnungsmessung verwendet werden können, eingesetzt. Die funktionalen



**Abb. H.1:** Schematischer Aufbau der Druckköpfe der beiden Verfahren Inkjet- (a) und Aerosoljetdruck (b). Durch die dreidimensionale Positionierung des Druckkopfs wird die Schicht strukturiert. Im Fall des Aerosoljetdrucks sind überdies dreidimensionale Strukturen bedruckbar.

Fluide sind üblicherweise leitfähige Suspensionen intrinsisch leitfähiger polymerer Partikel wie PEDOT:PSS<sup>1</sup>, aber auch Suspensionen anorganischer Leiter wie Silber oder Gold. Abhängig vom Fluid werden die Schichten durch Trocknung oder durch einen Sinterprozess auf dem Substrat fixiert [220, 236, 237].

Beim kontinuierlichen Verfahren Aerosoljetdruck wird das Fluid pneumatisch oder mittels eines Ultraschallaktors zu 1 bis 5  $\mu\text{m}$  großen Tröpfchen zerstäubt [168]. Das Aerosol wird zu einer Düse transportiert und dort durch einen das Aerosol umhüllenden Gasstrom aus inertem Gas wie beispielsweise Stickstoff fokussiert und auf das Substrat geleitet. Partikel mit einem Durchmesser  $\leq 0,5 \mu\text{m}$  können so appliziert und in einem anschließenden Lasersinterprozess bei etwa 300 °C mit dem Substrat verbunden werden [57]. Die Funktionsmaterialien sind vergleichbar mit den beim Inkjetdruck üblichen und beinhalten Partikel aus Silber, Gold oder Kupferlegierungen wie auch nichtleitende Materialien. Das Verfahren wird zur Realisierung passiver leitfähiger Strukturen wie Leiterbahnen oder auch resistive Sensorstrukturen eingesetzt [57, 58, 236].

<sup>1</sup>Das leitfähige Polymer Poly-3,4-ethylendioxythiophen (PEDOT) ist schwer löslich. Um es als funktionales Druckfluid verwenden zu können, kann es in Anwesenheit des wasserlöslichen Polymers Polystyrensulfonat (PSS) synthetisiert werden, mit welchem es dann in Lösung geht und sich Gelpartikel ausbilden [221]. Die Partikel haben einen Durchmesser von  $\leq 80 \text{ nm}$ .

# Lebenslauf

## **Jacqueline Franziska Katharina Rausch**

geboren am 11. Mai 1980 in Lohr am Main

unverheiratet

## **Berufstätigkeit**

Seit 04/2006

Wissenschaftliche Mitarbeiterin an der TU Darmstadt  
Fachbereich Elektro- und Informationstechnik  
Institut für Elektromechanische Konstruktionen  
Fachgebiet Mess- und Sensortechnik

## **Studium**

10/1999 - 01/2006

Elektro- und Informationstechnik, TU Darmstadt  
Vertiefungsrichtung: Mikro- und Feinwerktechnik

## **Schulbildung**

1986 - 1990

Grundschule Lohr-Sackenbach

1990 - 1999

Franz-Ludwig-von-Erthal-Gymnasium, Lohr am Main

04/1999

Abitur

## **Praktika**

07/1999 - 09/1999

Rexroth Indramat GmbH, Lohr am Main

01/2004 - 05/2004

PolyDimensions GmbH, Bickenbach

03/2005 - 06/2005

Sirona Dental Systems GmbH, Bensheim